



# REDEMAT

REDE TEMÁTICA EM ENGENHARIA DE MATERIAIS

UFOP - UEMG

**Tese de Doutorado**

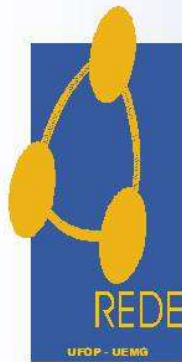


**" O Efeito do Refratário da Válvula Superior no  
Comportamento das Bolhas dentro da Válvula  
Submersa e no Molde do Lingotamento Contínuo de  
Placa: Modelo Físico e Matemático."**



**Autor: Paulo Luiz Santos Junior  
Orientador: Prof. PhD. Carlos Antônio Silva  
Coorientador: DSc. Clenice Moreira Galinari**

**Fevereiro de 2020**



# REDEMAT

REDE TEMÁTICA EM ENGENHARIA DE MATERIAIS

UFOP - UEMG

Paulo Luiz Santos Junior

**" O Efeito do Refratário da Válvula Superior no Comportamento das Bolhas dentro da Válvula Submersa e no Molde do Lingotamento Contínuo de Placa: Modelo Físico e Matemático."**

Tese de doutorado apresentada ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia de Materiais da REDEMAT, como parte integrante dos requisitos para a obtenção do título de Doutor em Engenharia de Materiais.

Área de concentração: Processos de Fabricação

Orientador: Prof. PhD. Carlos Antônio Silva

Coorientador: DSc. Clenice Moreira Galinari

Ouro Preto, fevereiro de 2020

## SISBIN - SISTEMA DE BIBLIOTECAS E INFORMAÇÃO

S237o Santos Junior, Paulo Luiz .

O efeito do refratário da válvula superior no comportamento das bolhas dentro da válvula submersa e no molde do lingotamento contínuo de placa [manuscrito]: modelo físico e matemático. / Paulo Luiz Santos Junior. - 2020.

140 f.: il.: color., gráf., tab..

Orientador: Prof. Dr. Carlos Antônio da Silva.

Coorientadora: Dra. Clenice Moreira Galinari.

Tese (Doutorado). Universidade Federal de Ouro Preto. Rede Temática em Engenharia de Materiais. Programa de Engenharia de Materiais.

Área de Concentração: Processos de Fabricação.

1. Processos de fabricação - Lingotamento Contínuo. 2. Computational Fluid Dynamics (CFD). 3. Aço - Processo de fabricação. 4. Materiais refratários. I. Galinari, Clenice Moreira. II. Silva, Carlos Antônio da. III. Universidade Federal de Ouro Preto. IV. Título.

CDU 62-5

Bibliotecário(a) Responsável: Maristela Sanches Lima Mesquita - CRB:1716



# REDE TEMÁTICA EM ENGENHARIA DE MATERIAIS UFOP - UEMG

Pós-Graduação em Engenharia de Materiais



## **“O efeito do refratário da válvula superior no comportamento das bolhas dentro da válvula submersa e no molde do lingotamento contínuo de placa: Modelo Físico e Matemático”**

**Autor(a): Paulo Luiz Santos Júnior**

Tese defendida e aprovada, em 07 de fevereiro de 2020, pela banca examinadora constituída pelos professores:

Prof. Carlos Antônio da Silva (PhD) – Orientador  
Universidade Federal de Ouro Preto

Prof. Eduardo Henrique Martins Nunes (Doutor)  
Universidade Federal de Minas Gerais

Prof. Leandro Rocha Lemos (Doutor)  
Universidade Federal de Minas Gerais

Prof. Danton Heleno Gameiro (Doutor)  
Universidade Federal de Ouro Preto

Prof. Johnne Jesus Mol Peixoto (Doutor)  
Universidade Federal de Ouro Preto

Psq. Clenice Moreira Galinari (Doutora) – Co-orientadora  
MAGNESITA



Dedico...

Aos meus filhos Luíza e Gabriel, para que eles possam perseverar mesmo quando os obstáculos pareçam maiores do que nós.

## **AGRADECIMENTOS**

Em primeiro lugar, a Deus, força maior que me inspira e sustenta em todos os momentos.

A minha querida esposa, minha eterna companheira, mãe exemplar de nossos filhos Luiza e Gabriel, pelo apoio na realização de mais essa etapa e pela sua compreensão pela minha ausência em vários momentos nos últimos anos. Aos meus filhos, Luiza e Gabriel, pelas alegrias e sorrisos que alegram meus dias e mantêm minhas forças.

Ao professor PhD. Carlos Antônio Silva, pela preciosa orientação, apoio e paciência, fundamentais para o desenvolvimento e conclusão desse estudo, e DSc. Clenice Galinari pelo suporte e apoio na co-orientação.

Ao professor e colega DSc. John Jesus Mol Peixoto pela ajuda e parceria no desenvolvimento dos modelos e estudos.

Ao meu pai, Paulo, e a minha mãe, Maria de Lourdes, por darem a oportunidade da vida, me orientar e apoiar nos primeiros passos e primeiras letras.

Aos discentes, Ana Flávia e Bernardo pela ajuda no desenvolvimento e aplicação das técnicas para edição das imagens e medição das bolhas, e Amanda pelo seu apoio nas primeiras montagens e filmagens do modelo físico.

Agradeço aos demais colegas e professores que fizeram parte desta caminhada e deram sua contribuição para minha formação pessoal e profissional.

Ao Centro de Pesquisa e Desenvolvimento (CPqD) RHI MAGNESITA - Unidade de Contagem-MG, a Fundação Gorceix, ao CNPq, a FAPEMIG, e a PUC Minas, pelos respectivos apoios e recursos.

Enfim, a todos os que, direta ou indiretamente, contribuíram para a realização desse projeto.

## **EPIGRAFE**

*“A percepção do desconhecido é a mais fascinante das experiências. O homem que não tem os olhos abertos para o misterioso passará pela vida sem ver nada.”*

**Albert Einstein**

## SUMÁRIO

AGRADECIMENTOS .....	6
EPÍGRAFE .....	7
LISTA DE FIGURAS.....	10
LISTA DE TABELAS.....	17
LISTA DE SÍMBOLOS.....	18
RESUMO.....	19
ABSTRACT.....	20
1 INTRODUÇÃO.....	21
2 OBJETIVOS.....	24
3 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA .....	25
3.1 Defeitos subsuperficiais de alumina em aço Ultrabaixo Carbono (UBC) .....	25
3.2 Injeção de Gás e seu efeito no Lingotamento .....	30
3.3 Formação das bolhas e seu comportamento no sistema de refratários e molde.....	36
3.4 Modelamento Matemático – Lingotamento Contínuo de Placas .....	65
4 PARTE EXPERIMENTAL.....	80
4.1. Fabricação Placas Refratárias.....	80
4.2. Modelo Físico Estático.....	81
4.3. Modelo Físico Dinâmico para avaliação e determinação do diâmetro de bolhas .....	84
4.4. Modelo Físico Dinâmico para avaliação das forças de arraste e não arraste .....	86
4.5. Modelo Matemático - Validação Forças de Arraste e Não Arraste .....	88
4.6. Modelo Matemático – Lingotamento Contínuo de Placas .....	90
4.7. Modelo Matemático – Condições Gerais .....	94
4.8. Modelo Físico - Critério de Similaridade.....	96
5 RESULTADOS E DISCUSSÃO.....	99
5.1. Materiais Refratários .....	99
5.2. Diâmetro de Bolhas - Modelo Estático e Dinâmico.....	104
5.2.1. Diâmetro de Bolhas - Modelo Estático.....	104
5.2.2. Diâmetro de Bolhas - Modelo Dinâmico.....	107
5.2.3. Avaliação Estatística – Modelo Dinâmico .....	109
5.3. Modelo Matemático – Forças de Arraste e Não Arraste.....	112
5.3.1. Comparação dos resultados do modelo matemático e físico .....	112
5.4. Modelo Matemático – Lingotamento Contínuo de Placas .....	116
5.4.1. Comparação dos resultados do modelo físico com matemático: Água-Ar .....	117

5.4.2.	Modelamento Matemático: Aço-Argônio .....	124
6	CONCLUSÕES .....	130
7	CONTRIBUIÇÕES ORIGINAIS AO CONHECIMENTO .....	132
8	RELEVÂNCIA DOS RESULTADOS.....	133
9	SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS.....	134
10	REFERÊNCIAS.....	135
11	LISTA DE PUBLICAÇÕES.....	140

## LISTA DE FIGURAS

Figura 3-1: (a) fotografia de uma esfoliação observada na superfície de uma bobina, e (b) imagem de MEV de um corte transversal de uma esfoliação mostrando partículas aprisionadas abaixo da superfície da bobina (YAVUZ E SENGUPTA, 2010).....	25
Figura 3-2: Esquema típico do fluxo de duplo rolo em molde de lingotamento contínuo. Condições de vazão de fluido na região do rolo superior podem promover o aprisionamento subsuperficial de partículas, tais como: (a) o aprisionamento de partículas por ganchos para baixas vazões de aço; (b) e retenção de partículas de pó devido a flutuações do nível de aço no molde para elevadas vazões de aço (YAVUZ E SENGUPTA, 2010).....	27
Figura 3-3: Ilustração esquemática da curva de formação de gancho em placa de aço ultra baixo carbono através da solidificação do menisco e subsequente transbordamento do aço líquido. Marcas de oscilação são formadas pelo crescimento normal da casca após o transbordamento (SENGUPTA <i>et al.</i> , 2006).....	28
Figura 3-4: Cinco mecanismos de aprisionamento de fluxante do molde: 1) Cisalhamento causado pela reversão de fluxo na região de menisco; 2) cisalhamento da escória de cobertura; 3) formação de vórtice; 4) distúrbio superficial causado pelas bolhas oriundas da SEN (YAMASHITA E OGUCHI, 2001).....	29
Figura 3-5: Constituição física e fluxos de massa no interior do molde de lingotamento contínuo de aços (KOUNTOURIOTIS, 2011). ....	29
Figura 3-6: Configuração típica montagem refratária para os sistemas de válvulas gavetas (Yuan <i>et al.</i> , 2008). ....	30
Figura 3-7: Típico exemplo de adesão de alumina e métodos de injeção de gás no sistema de refratários do lingotamento contínuo de placas (SUZUKI <i>et al.</i> , 2003).....	31
Figura 3-8: Efeito da fração de área de abertura da válvula gaveta sobre a velocidade no interior da válvula submersa (SUZUKI <i>et al.</i> 2002).....	33
Figura 3-9– Distribuição de pressão no interior de uma válvula submersa padrão: a) Plano central; b) Perfil de pressão na linha central da válvula submersa. (BAI E THOMAS, 2001) .....	34
Figura 3-10: Influência do argônio injetado sobre o comportamento do fluxo de aço, quando do baixo molhamento do refratário poroso pelo líquido (WANG <i>et al.</i> 1999b).....	34
Figura 3-11: Linhas de fluxos do aço no interior do molde para velocidade de lingotamento de 0.7m/min: a) sem argônio; b) com vazão de argônio 10NL/min. Trajetórias de inclusões de 50 µm no interior do molde: c) sem argônio; d) com argônio 10NL/min (LIU <i>et al.</i> , 2014) .....	35



Figura 3-12: Distribuição de remoção de inclusões não-metálicas na região do molde: a) sem argônio; b) com argônio (LIU <i>et al.</i> 2014). ....	36
Figura 3-13: Projeto de válvula superior com multicamadas (SUZUKI <i>et al.</i> , 2003). ....	36
Figura 3-14: Desenho esquemático da geração de bolhas no modelo em água (SUZUKI <i>et al.</i> , 2003). ....	37
Figura 3-15: Injeção de gás através de refratário poroso de MgO (LEE <i>et al.</i> , 2009). ....	38
Figura 3-16: Fotos do experimento em água com várias velocidade de água, $V_l$ , e velocidade de gás na válvula, $V_g$ : (a) $V_l = 0,97$ m/s; $V_g = 0,0027$ m/s (b) $V_l = 0,97$ m/s; $V_g = 0,0081$ m/s; (c) $V_l = 1,27$ m/s; $V_g = 0,0081$ m/s (LEE <i>et al.</i> , 2009). ....	39
Figura 3-17: Distribuição de tamanho de bolhas com diferente velocidade de água e taxa de vazão de gás ( $6,2 \text{ cm}^2$ de área superficial da amostra sem revestimento do refratário) (LEE <i>et al.</i> , 2009). ....	40
Figura 3-18: Comparação entre o fluxo de gás previsto e medido na superfície interna da UTN ( <i>Upper Tundish Nozzle</i> ) (LIU E THOMAS, 2014). ....	41
Figura 3-19: Estágios de formação de bolhas na superfície refratária mostrando (LIU E THOMAS, 2014) ....	42
Figura 3-20: Efeito da molhabilidade do líquido sobre o refratário, sobre a formação de bolhas (WANG <i>et al.</i> , 1999b) ....	43
Figura 3-21: Deformação volumétrica das bolhas de argônio pelo fluxo de aço na válvula submersa (CLIF <i>et al.</i> 1978). ....	43
Figura 3-22: Formatos de bolhas para diferentes sistema sólido-líquido-gás (BAI E THOMAS, 2001b). ....	44
Figura 3-23: Comportamento do argônio injetado sobre a superfície do refratário poroso: Vazão de gás= $0,02 \text{ NI/cm}^2 \cdot \text{min}$ ; vazão de líquido= $35 \text{ l/min}$ . (WANG <i>et al.</i> 1999a). ....	44
Figura 3-24: Trajetória do gás desde a válvula superior até o molde (SUZUKI <i>et al.</i> , 2013). ....	45
Figura 3-25: Esquema modelo físico para avaliação comportamento das bolhas de gás (THOMAS <i>et al.</i> , 1997). ....	46
Figura 3-26: Quatro modos de injeção de gás (THOMAS <i>et al.</i> , 1997). ....	47
Figura 3-27: Modos de injeção de gás e sua relação com o número de Reynolds para gás e líquido (THOMAS <i>et al.</i> , 1997). ....	48
Figura 3-28: Medida do tamanho da bolha em fluxo transversal de água para diâmetro de poro de injeção igual a $0,4 \text{ mm}$ (THOMAS <i>et al.</i> , 1997). ....	49
Figura 3-29: Efeito do tamanho do poro de injeção do gás no tamanho das bolhas para velocidade transversal da água de $0,9 \text{ m/s}$ (THOMAS <i>et al.</i> , 1997). ....	49

Figura 3-30: Efeito do tamanho da bolha de argônio e a injeção de gás no ângulo horizontal e vertical jato (BAI E THOMAS, Parte II – 2001).....	51
Figura 3-31: Modelo em água em escala 0,4 apresenta o padrão de fluxo e ângulo vertical do jato com a válvula de validação (BAI E THOMAS, Parte I – 2001).....	51
Figura 3-32: (a) Dados da variação da velocidade de lingotamento e vazão de argônio, e evolução da medida da velocidade do menisco na Máquina 1 (veio 1). (b) Imagem PIV do modelo em água (SENGUPTA <i>et al.</i> , 2011).....	52
Figura 3-33: Fração volumétrica de gás (calculada para condição a quente) e seu efeito sobre a velocidade do menisco (SENGUPTA <i>et al.</i> , 2011). ....	53
Figura 3-34: Esquema das quatro regiões avaliadas (BANDERAS et al, 2005).....	54
Figura 3-35: Quantidade de bolhas por área para velocidades de lingotamento de (a) 0,8, (b) 1,2 e (c) 1,8 m/min (BANDERAS <i>et al.</i> , 2005).....	56
Figura 3-36: Diâmetro de bolhas para velocidades de lingotamento de (a) 0,8, (b) 1,2 e (c) 1,8 m/min (BANDERAS et al, 2005). ....	57
Figura 3-37: Padrão de fluxo para injeção de $1,67 \times 10^{-3} \text{ m}^3/\text{s}$ com velocidade de lingotamento (a) de 0,8m/min (fluxo estruturalmente ajustado) e (b) 1,8 m/min (fluxo estruturalmente ajustado) (BANDERAS <i>et al.</i> , 2005).....	58
Figura 3-38: Vetores de velocidade determinados via PIV de (a) fluxo monofásico de água (b) fluxo bifásico com taxa de injeção de gás de 1,2Nl/min com velocidade de lingotamento de 1,8m/min (BANDERAS <i>et al.</i> , 2005).....	59
Figura 3-39: Teste da seção vertical equipado com injeção de ar e sensor de malha de arame (PRASSER <i>et al.</i> , 2002).....	60
Figura 3-40: Distribuição primária de gás e evolução dos perfis da fração de gás radial para velocidades superficiais de água= 1m/s e ar= 0,02m/s (abstendo do fenômeno de coalescência) (PRASSER <i>et al.</i> , 2002).....	61
Figura 3-41: SEN Construída em Acrílico ao lado da SEN Refratária: (a) Foto; (b) Desenho (SANTOS <i>et al.</i> , 2013). ....	62
Figura 3-42: Montagem: (a) modelo em escala 1:1; (b) esquema de refratários para lingotamento contínuo (SANTOS <i>et al.</i> , 2013). ....	62
Figura 3-43: Foto do modelo físico em funcionamento com duplo rolo bem definido: a) 336 L/min de água sem gás; b) Imagem de vetores gerados pelo software PIVVIEW para o caso de 336 L/min de água sem gás (SANTOS <i>et al.</i> , 2013). ....	63

Figura 3-44: Foto do modelo físico em funcionamento com duplo rolo bem definido:a) 336 L/min de água e 4NI/min de ar; b) Imagem de vetores gerados pelo software PIVVIEW para o caso de 336 L/min de água e 4NI/min de ar (SANTOS <i>et al</i> , 2013). ....	64
Figura 3-45: Foto do modelo físico em funcionamento com duplo rolo modificado:a) 336 L/min de água e 12NI/min de ar; b) Imagem de vetores gerados pelo software PIVVIEW para o caso de 336 L/min de água e 12NI/min de ar (Santos <i>et al</i> , 2013). ....	64
Figura 3-46: Foto do modelo físico em funcionamento: a) 400 L/min de água e 12NI/min de ar; b) Imagem de vetores gerados pelo software PIVVIEW para o caso de 400 L/min de água e 12NI/min de ar (SANTOS <i>et al</i> , 2013). ....	65
Figura 3-47: Influência das forças arraste e não arraste sobre a penetração do gás no fluxo ascendente de líquido; combinação de $CD = 0,44$ , $CVMF = 0,3$ e: (a) sem WLF; (b) WLF = modelo de Frank; (c) WLF + $CL=0,5$ ; (d) WLF + TDF. Imersão das pernas 60mm, vazão de gás 110l/min (PEIXOTO <i>et al</i> , 2017). ....	66
Figura 3-48: Geometria da coluna de bolhas. (a) Dimensões e (b) representação 3D (DÍAZ <i>et al.</i> , 2008). ....	67
Figura 3-49: Instantâneos do fluxo gás-líquido na coluna de bolhas em diferentes valores de UG. (a) Experimental; (b) computacional. Da esquerda para a direita: distribuição concentração de gás distribuídas em 10 contornos sendo 0 (branco); $> 0,1$ (preto). Campo de velocidade superficial da água (setas normalizadas) (DÍAZ <i>et al.</i> , 2007). ....	69
Figura 3-50: Estatísticas da distribuição das bolhas ao longo da direção da largura do molde com vazão de argônio de 10 L / min (quente) e considerando a influência da força de sustentação (CHEN <i>et al.</i> , 2018).....	73
Figura 3-51: Efeito da vazão de argônio (quente) na condição de vazão d argônio, a) 10 L/min, (b) 30,6 L/min, e (c) 61,2 L/min (CHEN <i>et al.</i> , 2018).....	74
Figura 3-52: Padrão de fluxo de fluido obtido no experimento com modelo de água sem (a) e com (b) injeção de gás (LIU <i>et al.</i> , 2016). ....	76
Figura 3-53: Observação industrial do olho de escória exposto perto do SEN (a) e da parede da flecha (b) (LIU <i>et al.</i> , 2016). ....	77
Figura 3-54: Distribuição de bolhas no modelo de água (a) e obtido no modelo de cálculo (b) (LIU <i>et al.</i> , 2016). ....	77
Figura 3-55: Padrões de fluxo de aço fundido transitório sob diferentes taxas de fluxo de gás argônio (a) 0,0, (b) 2,5, (c) 5,0 e (d) 9,0 L / min (LIU <i>et al.</i> , 2016). ....	79
Figura 4-1: Foto prensa de Fricção Gardelin .....	80

Figura 4-2: Caixa construída em Acrílico para fixação do Refratários; foto em perspectiva (a) Foto filmagem a 3680 fps modelo estático em água com injeção de ar – material 1 (b). .....	81
Figura 4-3: Projetos Válvula Superior para injeção de Argônio.....	82
Figura 4-4: Foto filmagem a 3680 fps modelo estático em água com injeção de ar (material 2) .....	82
Figura 4-5: Frame de filmagem modelo estático: acima do refratário (a) e próximo ao refratário (b).....	82
Figura 4-6: Exemplo imagem convertida em figura binária .....	83
Figura 4-7: Esquema de montagem das peças refratárias em caixa de acrílico.....	84
Figura 4-8: (a) Foto modelo físico em acrílico (b) e Configuração típica conforme Yuan (2008) de montagem refratária para os sistemas de válvula gaveta .....	85
Figura 4-9: (a) Modelo físico em acrílico com dimensões e localização de placas refratárias no modelo (vista frontal) e posicionamento da câmera (vista lateral) .....	87
Figura 4-10:Foto modelo físico com vista superior do câmaras de ar, canal entrada e saída e região central.....	87
Figura 4-11: Imagem gerada pelo software CFX para validar a configuração do comportamento de bolhas de ar / água.....	89
Figura 4-12: Imagem gerada pelo software CFX com detalhes malha.....	89
Figura 4-13: Imagens modelo matemático lingotamento contínuo de placas escala 1:1 com duas faces de simetria visão molde e válvula submersa (a) malha; (b) detalhes da configuração...	91
Figura 5-1: Microestrutura dos materiais refratários 1(a) e 2(b) com aumento de 50X. ....	100
Figura 5-2: Imagens 3D – Tomógrafo de Raios X LMC UFMG .....	102
Figura 5-3: Distribuição de tamanho de poros (a) material 1 e (b) material 2.....	103
Figura 5-4: Filmagem sobre o modelo físico estático; material 1 com 1NI/min (a) e 4NI/min (b), e material 2 com 1NI/min (c) e 4NI/min (d).....	105
Figura 5-5: Imagem de bolhas liberadas no material 1 e 2 nas vazões de 1, 2, 3 e 4 NI/min e respectivas escalas, filmagem realizada na posição 2 (7cm acima do refratário).....	106
Figura 5-6: Diâmetro médio das bolhas em função da vazão de água por vazão de gás material 1 e 2.....	108
Figura 5-7: Distribuição de gás no canal com fluxo ascendente de líquido em função do fluxo de gás e líquido: $g$ - aceleração da gravidade. ....	113
Figura 5-8: Distribuição de gás no canal em função das combinações de forças interfásicas: (a) somente força de arraste dado por Grace; (b) Grace + força de massa virtual $CVMF=0,5$ ; (c) Grace + $CVMF=0,5$ + força de lubrificação da parede $WLF = Frank$ ; (d) Grace + $CVMF=0,5$	

+ WLF + Força de Sustentação (e) Grace + CVMF=0,5 + WLF + força de dispersão turbulenta TDF; (f) Grace + CVMF=0,25 + WLF + TDF; (g) Grace + CVMF=0,25 + TDF; (h) Modelo físico. Vazão de líquido= 80 L/min; Vazão de gás= 5 L/min. VF = fração volumétrica. ....	114
Figura 5-9: Distribuição de gás no canal em função da vazão: (a) água = 40 L/min e ar = 2 L/min; (b) água = 40 L/min e ar = 5 L/min; (c) água = 60 L/min e ar = 2 L/min; (d) água = 60 L/min e ar = 5 L/min; (e) água = 80 L/min e ar = 2 L/min; (f) água = 80 L/min e ar = 5 L/min. Combinações de forças interfásicas = Grace + CVMF=0,25 + TDF. VF = fração volumétrica. ....	115
Figura 5-10: Comparação entre modelo físico e simulação matemática usando diâmetro fixo (a - b) e MUSIG (c - d) da distribuição de gás no canal com fluxo descendente em função do fluxo de gás: (a - c) 1 NI/min; (b - d) 2 NI/min. Força de arraste dada por Grace + CVMF igual a 0,25 + TDF. Vazão de líquido: 110 L/min e resultados por fração volumétrica; g é a aceleração da gravidade.....	116
Figura 5-11: Velocidade do fluido, com 12 NI/min de ar para 336 L/min de água: (a) modelo físico meia vista e (b) imagem gerada por Pivview (SANTOS <i>et al.</i> , 2013).....	118
Figura 5-12: Perfis de velocidade da água com vazão de 336 L/min e 12 NI/min de ar: modelo matemático, MUSIG 1 = 0,6-3,2 mm (a), MUSIG 2 = 0,8-5,6 mm (b), Bolha = 2 mm (c) e Bolha = 3 mm (d).....	119
Figura 5-13: Velocidade do fluido, com 12 NI/min de ar para 400 L/min de água: modelo físico meia vista (a) e imagem gerada por PIVVIEW (b) (SANTOS <i>et al.</i> 2013) .....	120
Figura 5-14: Simulação Matemática com 12 NI/min de ar em fase contínua de água, (a) ISO Volumétrico - MUSIG 1 (0,6-3,2 mm) - 336L/min, (b) ISO Volumétrico MUSIG 2 (0,8-5,6 mm) - 336L / min, (c) ISO Volumétrico MUSIG 1 - 400L / min; e Velocidade do Fluido (fd MUSIG 1 - 336L/min, (e) MUSIG 2 - 336 L/min e (f) MUSIG 1 - 400L/min. ....	121
Figura 5-15: Simulação matemática com água, 12 NI/min de ar, velocidade da água (a) 336 L/min MUSIG 1, (b) 336 L/min MUSIG 2, (c) 400 L/min MUSIG 1; e fração de volumétrica de ar para (d) 336 L/min MUSIG 1, (e) 336 L/min MUSIG 2, (f) 400 L/min MUSIG 1.....	122
Figura 5-16: Simulação matemática com imagens da superfície isovolumétrica com 12 NI/min de ar: (a) MUSIG 1 – 336L/min, (b) MUSIG 2 - 336L/min, e (c) MUSIG 1 – 400L/min....	123
Figura 5-17: Simulação matemática com 12 NI/min de argônio em uma fase contínua de aço a 1600°C com ajuste de expansão térmica, velocidade do fluido (a) 336 L/min MUSIG 1: 0,8 - 4,8 mm, (b) 336 L/min MUSIG 2: 1,2 - 8,4 mm, e (c) 400 L/min MUSIG 1: 0,8 - 4,8 mm.	124
Figura 5-18: Simulação matemática com 12 NI/min de argônio em uma fase contínua de aço a 1600°C com ajuste de expansão térmica, fração de volumétrica de Argônio (a) 336 L/min	

MUSIG 1: 0,8-4,8mm, (b) 336 L/min MUSIG 2: 1,2-8,4 mm, e (c) 400 L/min MUSIG 1: 0,8-4,8mm, Isovolum de Argônio (d) 336 L/min MUSIG 1: 0,8-4,8mm, (e) 336L / min MUSIG 2: 1,2-8,4mm, e (f) 400 L/min MUSIG 1: 0,8-4,8mm..... 125

Figura 5-19: Simulação Matemática com 12 Nl/min de Argônio em uma fase contínua de Aço a 1600°C, Imagens Isovolumétricas de Superfície de (a) MUSIG 336 L/min 1, (b) MUSIG 2 - 336 L/min, e (c) MUSIG 1 - 400 L/min ..... 127

Figura 5-20: Imagens simulação matemática com 12 Nl/min de diâmetro médio de bolha de ar em uma fase contínua de água a 25°C, (a) 336 L/min MUSIG 1: 0,6-3,2 mm, (b) 336 L/min MUSIG 2: 0,8-5,6mm , e (c) 400 L/min MUSIG 1: 0,6-3,2 mm, de argônio em uma fase contínua de aço a 1600°C, (d) 336 L/min MUSIG 1: 0,9-4,8, (e) 336 L/min MUSIG 2: 1,2 -8,4 mm e (f) 400 L/min MUSIG 1: 0,9-4,8 mm. .... 129



## LISTA DE TABELAS

Tabela 3-1: Características do método de injeção de gás para refratários de lingotamento contínuo (SUZUKI <i>et al.</i> , 2003). .....	32
Tabela 4-1: Dimensão física geométrica e condições de processo no lingotamento de aço....	92
Tabela 4-2: Propriedades físicas dos refratários porosos utilizados nos experimentos em modelos físicos e a distribuição de tamanhos de bolhas determinadas para estes materiais ...	93
Tabela 5-1: Propriedades físicas dos materiais porosos .....	100
Tabela 5-2: Análise Química Materiais Porosos .....	101
Tabela 5-3: DRX Materiais Porosos .....	101
Tabela 5-4: Diâmetro médio (DM) das bolhas posição acima do refratário para o material 1 e 2.....	104
Tabela 5-5: Tamanho médio das bolhas (mm) em função da vazão de água l/min e vazão de gás Nl/min na posição de observação tubo – refratários 1 e 2.....	107
Tabela 5-6: Tamanho médio das bolhas (mm) em função da vazão de água L/min e vazão de gás Nl/min. Posição de observação Tubo – Materiais Refratários 1 e 2.....	109
Tabela 5-7: Teste de hipótese comparando tamanho de bolha em condições diferentes para um mesmo material no modelo dinâmico. ....	110
Tabela 5-8: Teste de hipótese comparando tamanho de bolha de materiais diferentes nas mesmas condições no modelo dinâmico.....	111

## LISTA DE SÍMBOLOS

Ar	- Argônio
CCD	- Charged Coupled Device
CFD	- computational fluid dynamics
CVMF	- <i>coefficient of virtual mass force</i> – coeficiente de força de massa virtual
DM	– diâmetro médio
<i>fps</i>	- quadros por segundo
L/min	- litros por minuto
PIV	- Particle Image Velocimetry
Re	- Reynolds
SEN	- <i>submerged entry nozzle</i> – válvula submersa
SGV	- sistema de válvula gaveta
UBC	- Ultra Baixo Carbono
UG	- Velocidade superficial de gás
UTN	- <i>upper tundish nozzle</i> – válvula superior do distribuidor
TDF	- <i>turbulent dispersion force</i> – força de dispersão turbulenta
WLF	- <i>wall lubrication force</i> – força de lubrificação da parede

## RESUMO

Gás inerte é injetado no refratário da válvula superior durante o lingotamento contínuo para minimizar o arraste de ar para o sistema e a consequente oxidação do aço, formação de inclusões, obstrução do sistema de refratários, de maneira a se garantir a limpidez do aço. Esse estudo investigou a formação e o comportamento das bolhas a partir da injeção de ar em placas refratárias com diferentes permeabilidades. Para isto foram desenvolvidos três modelos físicos. O primeiro estudou a geração de bolhas na superfície das placas refratárias e nas suas proximidades, sem fluxo tangencial de água. O segundo simulava, por meio de um canal composto de placas refratárias paralelas, o canal de fluxo da *SEN*; determinou-se o efeito de vazão de líquido e gás sobre o diâmetro de bolhas. O terceiro modelo físico foi empregado para a calibração de um modelo matemático de fluxo bifásico em canal, sob ação de forças de arraste e não arraste. Os filmes foram realizados com câmera de alta velocidade a 3680 e 1000 quadros por segundo para a determinação das características das bolhas. Os resultados da avaliação das imagens dos modelos físicos confirmaram o efeito inverso da permeabilidade do refratário no Diâmetro Médio (*DM*) das bolhas e a dependência do *DM* com a vazão das fases contínua (água) e dispersa (ar). Foi então desenvolvido modelo matemático do lingotamento contínuo de placa, com válvula submersa e molde, para avaliação da população de bolhas polidispersas em sistema água-ar, aproveitando a simetria geométrica e de fluxo e os resultados foram comparados com a distribuição de gás nos modelos físicos água-ar. A função MUSIG (Grupo Múltiplo de Tamanho, Ansys CFX) foi adotada como modelo de quebra e coalescência de bolhas. As simulações foram então estendidas para descrever o fluxo real de aço-argônio, considerando um fator de expansão térmica para bolhas de argônio. As simulações via modelo matemático com MUSIG, forças de arraste e não arraste, apresentaram resultados consistentes com os observados no modelo físico. Além disso, observou-se que o aumento da vazão de água propiciou um rolo superior melhor definido com maior velocidade de menisco, o que representa a melhor condição metalúrgica. Outra observação relevante foi que o refratário com maior permeabilidade representou melhor o modelo físico escala 1:1. Por fim, os resultados das simulações com aço e argônio corroboraram os efeitos do aumento do fluxo da fase líquida em relação a: melhor distribuição do gás no molde; redução do diâmetro médio das bolhas no molde; redução da formação de redemoinho perto da face estreita; e aumento de velocidades no menisco.

## ABSTRACT

Inert gas is injected into the upper nozzle refractory during continuous casting to minimize air entrance into the system and consequent steel oxidation, inclusions formation, obstruction of the refractory system, in order to guarantee the cleanness of the steel. This study was carried out to investigate the formation and behavior of gas bubbles due to the injection of air into refractory plates with different permeabilities. Three physical models were developed for such. The first one allowed evaluating the bubble generation phenomenon at the surface of the refractory plates and nearby, without tangential flow of water. The second simulated, through a channel composed of parallel refractory plates, the flow channel of SEN; the effect of liquid and gas flow on the bubble diameter was determined. Then, a third physical model was applied for a mathematical model calibration of a biphasic flow in a channel, under the action of drag and non-drag forces. Pictures were taken with a high-speed camera at 3680 and 1000 frames per second to assess bubbles characteristics. The results of the images evaluation from the physical models confirmed the inverse effect of the refractory permeability on the Bubbles Average Diameter (DM) and its dependence with the flow rate of the continuous (water) and dispersed (air) phases. A mathematical model was then developed to simulate the continuous casting of slabs, with Submerged Entry Nozzle (SEN) and mold, to evaluate the population of polydispersed bubbles in water-air system, taking advantage of the geometric and flow symmetry; and the results were compared to gas distribution in the physical models of water-air. The MUSIG function (Multiple Size Group, Ansys CFX) was adopted as a bubble breakage and coalescence model. The simulations were then extended to describe the actual argon-steel flow, considering a thermal expansion factor for argon bubbles. The simulations via mathematical model with MUSIG, drag and non-drag forces, presented results consistent with those observed in the physical model. In addition, it was observed that the increase in the water flow provided a better-defined upper roll with a higher meniscus speed, which represents the best metallurgical condition. Another relevant observation was that the refractory with higher permeability better represents the 1:1 scale physical model. Finally, the results of the steel and argon simulations corroborate the positive effects of increasing the liquid flow rates in regards to: better mold gas distribution; reduction in the average diameter of bubbles in the mold; reduced whirlpool formation near the narrow face; and increased velocities at the meniscus.

# 1 INTRODUÇÃO

Muitas classes de aço precisam estar livres de defeitos, com alto grau de limpidez. Essa demanda por materiais com alta qualidade implica em esforços no controle de qualidade e inovações em lingotamento contínuo, e subsequentemente em desenvolvimento de novos produtos e projetos refratários. A injeção de argônio através dos refratários, principalmente através da válvula superior desempenha papel fundamental no controle da obstrução e na melhoria da temperatura da superfície de aço no molde (menisco), além de promover a separação de inclusões não metálicas, de acordo com Suzuki *et al.* (2003) e Yuan (2008).

Nesse contexto, Suzuki *et al.* (2003) demonstra que o tamanho das bolhas de gás injetadas na válvula superior e depois lançadas pela saída da válvula submersa para o molde dependem do material poroso, da taxa de injeção de gás, da velocidade do fluido (vazão/área da seção transversal) e da estrutura da Válvula Submersa (SEN).

Lee *et al.* (2009) investigou o comportamento inicial de bolhas, em modelo em água, utilizando amostras revestidas de refratário de MgO poroso, para simular o refratário da válvula superior e o contato aço-argônio com diferentes permeabilidades, através da filmagem na região da válvula superior com câmera de alta velocidade (4.000 quadros por segundo). Os autores observaram que o tamanho da bolha tende a reduzir com a elevação da velocidade do fluido e tende a tornar-se maior com o aumento da taxa de injeção de gás. Outro ponto relevante abordado é que a utilização de materiais porosos com variadas distribuições de tamanho de poro permite modificar o tamanho médio da bolha. Esse comportamento também foi confirmado por Santos *et al.* (2014) em um modelo físico dinâmico e estático empregando diferentes refratários.

Thomas *et al.* (1997) observou via modelo físico em água de um lingotamento contínuo com injeção de gás via poro único na região da válvula superior que o gás injetado apresentava diferentes formatos de bolha e comportamentos em função da velocidade do fluxo de água e da taxa de injeção de gás. Para baixas velocidades do fluxo de água e baixas taxas de injeção de gás, se observa a formação uniforme de bolhas esféricas a partir da saída do poro, que depois suavemente se soltam e acompanham o fluxo do líquido. Já para velocidades intermediárias o

gás injetado se solta da parede, mas permanece próximo desta, e as bolhas são normalmente alongadas.

Neste sentido Liu *et al.* (2014), comenta que para o gás ser liberado da interface refratário/líquido para dentro da massa líquida, é necessária uma elevação de pressão para se vencer a força de tensão superficial, a fim de se aumentar a curvatura, formar, e por fim liberar as bolhas. Todavia, para sistemas dinâmicos a vazão do líquido tem efeito determinante no tamanho da bolha, ou seja, para maiores vazões a bolha é liberada da superfície do refratário antecipadamente com diâmetro menor que na situação de vazões reduzidas ou em condição estática.

Banderas *et al.* (2005) por sua vez, estudou o fluxo bifásico gás-líquido dentro da válvula submersa (SEN) e no molde para placas e a sua influência na região superior do molde. Utilizou um modelo físico, gravação de vídeo, simulações matemáticas e analisador de velocidade de partículas por imagens (*Particle Image Velocimetry* – PIV). Observou que elevados volumes de gás (razão entre vazões de gás e de líquido) e elevadas velocidades no lingotamento levam ao aumento da quantidade de bolhas e do tamanho destas, devido à velocidade do processo de coalescência ser superior ao de ruptura das bolhas.

Santos *et al.* (2013) demonstrou através de modelo físico e matemático de sistema de lingotamento contínuo de placas que para vazões de água de 400 L/min o tamanho de bolha que permitiu uma boa representação das imagens do modelo físico foi de 2 mm, enquanto, para vazão de água de 336 L/min o tamanho foi de 3 mm, ou seja, o uso de bolha fixa limita a aderência e confiabilidade dos resultados em modelos matemáticos.

O efeito da taxa de fluxo de gás e líquido, bem como das forças de não arraste, força de lubrificação da parede (WLF), força de dispersão turbulenta (TDF), força de massa virtual (VMF); e seus efeitos na distribuição do gás na fase contínua, e como tal, sua importância no ajuste da simulação numérica, foram discutidas e demonstradas por Peixoto *et al.* (2017), Chen *et al.* (2018) e Díaz *et al.* (2008).

Cho e Thomas (2019) e Liu *et al.* (2016) realizaram simulações físicas e matemáticas usando um modelo de água em escala de 1:3, a fim de investigar o comportamento das bolhas de



argônio e a distribuição de tamanhos típicos da operação de vazamento contínuo de placas. Os efeitos da expansão de gás são discutidos em detalhes.

Nesse estudo foi investigado o comportamento do gás, sua distribuição e o diâmetro das bolhas no interior de um canal reproduzindo o sistema de lingotamento contínuo, incluindo placas refratárias porosas, com características distintas, produzidas a partir de receitas industriais da empresa RHI Magnesita. Os efeitos do refratário e da vazão são discutidos e os resultados foram utilizados para validar e ajustar os parâmetros do modelo matemático (*Computational Fluid Dynamics* – CFD) que inclui forças de arraste e não arraste. Então novo modelo matemático do conjunto *SEN*-molde de um lingotamento contínuo de placas foi desenvolvido considerando os dados de otimização do canal e os resultados foram comparados com a distribuição de gás em um modelo de molde água-ar em escala 1: 1 (Santos *et al.*, 2013). A função MUSIG (Grupo Múltiplo de Tamanho) foi adotada como modelo de quebra e coalescência de bolhas (Ansys CFX) para determinar o fluxo polidisperso de gás. As simulações foram então estendidas para descrever o fluxo real de aço-argônio, considerando um fator de expansão térmica para bolhas de argônio. Por fim esse estudo colabora na ampliação do entendimento da relação entre as propriedades dos refratários e o comportamento do gás em um sistema de lingotamento contínuo de aço e os efeitos metalúrgicos decorrentes.

## 2 OBJETIVOS

### Objetivo Geral

- Avaliar a distribuição, tamanho de bolhas e seu comportamento dentro do sistema de refratários e molde, em função da permeabilidade dos refratários, através de modelo físico em água para validação das configurações do modelo matemático água-ar, e por fim, desenvolver modelo matemático aço-argônio utilizando as configurações determinadas e validar sua aplicação para a condição industrial, e os aspectos metalúrgicos resultantes.

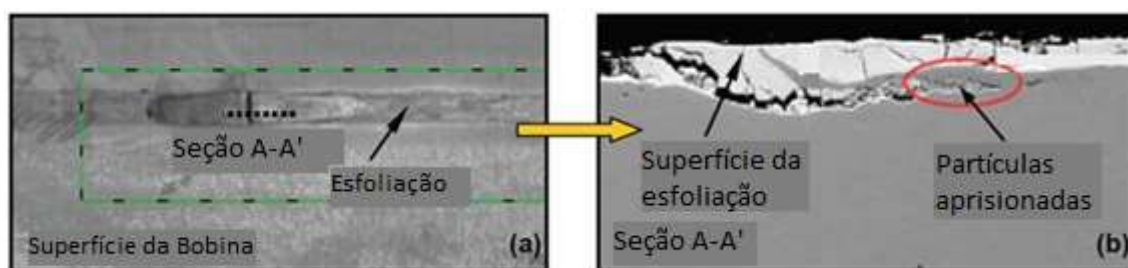
### Objetivos Específicos

- Identificar o efeito da permeabilidade do refratário no tamanho de bolha via modelo físico e determinar a distribuição de tamanho de bolhas;
- Desenvolver modelo matemático e físico para otimização e validação das forças de arraste e não arraste para descrever corretamente a interação bolha/líquido;
- Avaliar população de bolhas polidispersas em sistema água-ar via modelo matemático para distribuição de bolhas distintas, e validar sua aderência as observações realizadas em modelo físico escala 1:1.
- Avaliar o uso da função MUSIG (Grupo Múltiplo de Tamanho) em comparação ao uso de bolha fixa e sua aderência ao modelo físico água-ar e seu efeito nas fases contínua e dispersa no molde.
- Ajustar o modelo matemático para descrever o fluxo real de aço-argônio, considerando um fator de expansão térmica para bolhas de argônio.
- Verificar via modelo matemático de lingotamento contínuo argônio-aço o efeito da distribuição do gás no sistema de refratários e no molde, e os aspectos metalúrgicos resultantes.

### 3 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

#### 3.1 Defeitos subsuperficiais de alumina em aço Ultrabaixo Carbono (UBC)

Para Yavuz e Sengupta (2010) o aprisionamento de inclusões subsuperficiais de alumina, de escória e de partículas de pó-fluxante em lingotamento contínuo de placas frequentemente lideram a formação de defeitos tipo “esfoliação” (ver Figura 3-1) sobre a superfície de produtos finais laminados. Isto causa rejeição e retrabalho em bobinas defeituosas, particularmente aquelas produzidas em aço UBC programados para aplicações em superfícies críticas. Adicionalmente, sistemas de inspeção de superfície são instalados nos laminadores para inspecionar todas as bobinas e detectar eventuais defeitos, de maneira a resguardar os interesses dos clientes. Assim, do ponto de vista de custo da má qualidade, o aprisionamento de partículas durante o processo de lingotamento é a principal preocupação para as empresas siderúrgicas.



**Figura 3-1: (a) fotografia de uma esfoliação observada na superfície de uma bobina, e (b) imagem de MEV de um corte transversal de uma esfoliação mostrando partículas aprisionadas abaixo da superfície da bobina (YAVUZ E SENGUPTA, 2010).**

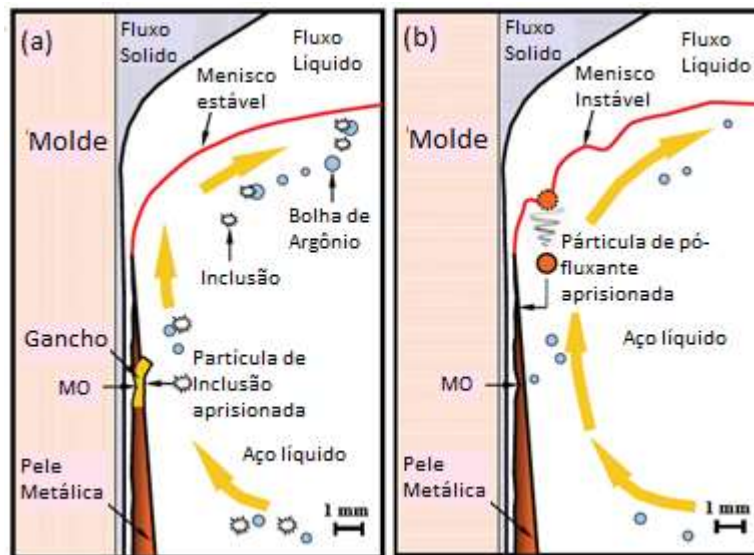
A Figura 3-2 (a) esquematicamente resume vários fenômenos que ocorrem no molde em máquina de lingotamento contínuo que lideram o aprisionamento de partículas na pele de aço em solidificação. O jato de metal sai pela válvula submersa (SEN) e transmite energia cinética para o líquido no molde criando desta maneira um fluxo de duplo rolo. Durante este processo partículas de alumina, provenientes do processo de refino secundário de produção de aços acalmados ao Alumínio (Al), frequentemente presentes no aço líquido são arrastadas para dentro do molde. Outra situação que ocorre também é o arraste de escória para o molde, a qual pode ser proveniente da panela ou do distribuidor. A trajetória e o tempo de residência dessas partículas no molde são influenciadas pelo padrão transiente de fluxo de aço desenvolvido no interior do molde. Adicionalmente, tem-se também a interação entre a turbulência do aço

líquido e a camada de pó-fluxante, o que pode acarretar o aprisionamento de partículas de pó-fluxante na pele de aço em solidificação (YAVUZ E SENGUPTA, 2010).

De acordo com esse mesmo autor um padrão de fluxo ótimo perto do menisco é esperado, para se transportar estas partículas para superfície, de maneira a que estas sejam absorvidas pela camada pó-fluxante fundida. Entretanto, em certas condições de lingotamento, o padrão do fluxo se apresenta em condições abaixo das ideais e tem um impacto negativo sobre o processo de solidificação inicial do menisco e o arraste das partículas no molde. Em última análise, as partículas circulantes no molde irão interagir com a frente de solidificação de aço resultando no aprisionamento das inclusões/partículas.

Para baixas vazões de aço, um rolo superior de baixa intensidade implica em um menisco relativamente calmo, o que impede o transporte eficiente de energia do aço líquido saído da SEN para o menisco e para as faces do molde, resultando na solidificação de aço na região subsuperficial do menisco em formatos de ganchos, devido ao resfriamento do menisco. Placas de aço ultrabaixo carbono são particularmente susceptíveis a este problema, devido à sua faixa estreita de solidificação. Na presença de ganchos na frente de solidificação, as partículas flutuantes acabam por ser capturadas antes que tenham a condição de atingir a camada fundida de pó-fluxante Figura 3-2 (a) (YAVUZ E SENGUPTA, 2010).

Em contraste, altas vazões de aço acarretam excesso de flutuações no menisco e na parte superior do molde. Em função da turbulência e da instabilidade do fluxo de aço na região do menisco, partículas de pó fundido são frequentemente arrastadas para o interior do molde, aumentando a probabilidade de aprisionamento destas pela frente de solidificação (mostrado esquematicamente na Figura 3-2 (b)). As flutuações repentinas do nível de aço no molde causam uma distorção na espessura da pele, formando ganchos e acarretando no aprisionamento de inclusões. Mesmo sem a presença de ganchos, o aprisionamento de partículas pode ocorrer; este depende do espaçamento do braço dendrítico na frente de solidificação, do tamanho da partícula e do equilíbrio das forças hidrodinâmicas que atuam na partícula. Padrões de fluxo distorcidos produzidos pela obstrução da válvula submersa e a liberação destas partículas no banho de aço líquido irão agravar ainda mais estes problemas (YAVUZ E SENGUPTA, 2010).



**Figura 3-2: Esquema típico do fluxo de duplo rolo em molde de lingotamento contínuo. Condições de vazão de fluido na região do rolo superior podem promover o aprisionamento subsuperficial de partículas, tais como: (a) o aprisionamento de partículas por ganchos para baixas vazões de aço; (b) e retenção de partículas de pó devido a flutuações do nível de aço no molde para elevadas vazões de aço (YAVUZ E SENGUPTA, 2010).**

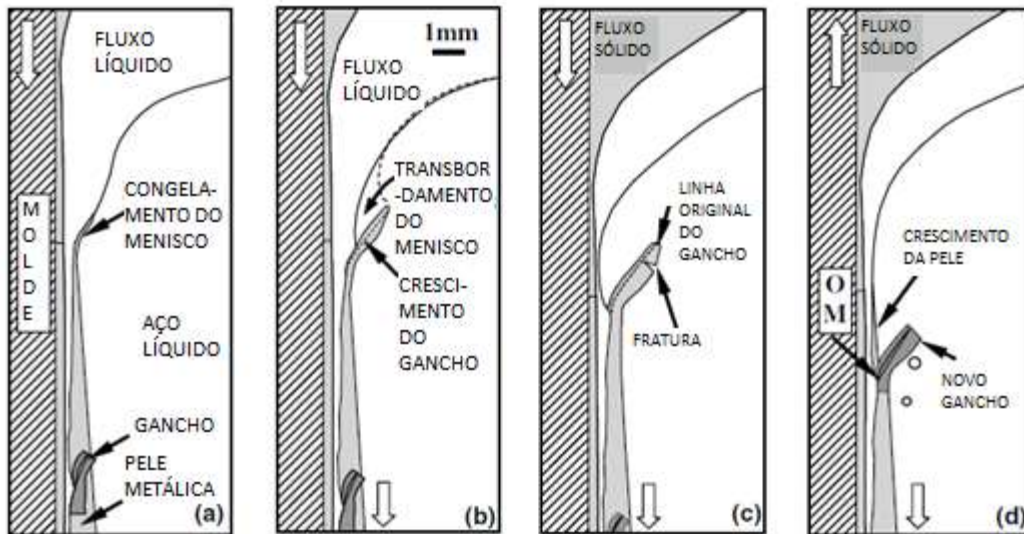
Sengupta *et al.* (2006), através de análises simultâneas em microscópio ótico e microscópio eletrônico de varredura, revelou novas informações sobre o mecanismo de formação de ganchos em aços ultrabaixo carbonos.

Este mecanismo foi resumido por Sengupta *et al.* (2006) como descrito a seguir:

- “A formação do gancho se inicia pela solidificação do menisco. O formato instantâneo do menisco determina a curvatura da linha original do gancho. Este evento frequentemente ocorre quando se inicia o estripamento negativo (Figura 3-3(a)).
- A espessura do gancho abaixo da linha de origem deste é determinada pelo crescimento dendrítico, originado da nucleação localizada ao longo da linha de formação do gancho.
- Parte do fluxante fundido em contato com o menisco penetra entre as dendritas da solidificação do gancho, onde este fica retido.
- O transbordamento subsequente do menisco sobre a linha original do gancho (Figura 3-3 (b)). Dendritas crescem rapidamente acima da linha original do gancho em direção a parede do molde no líquido transbordado. O crescimento dendrítico para repentinamente na medida em que a região ganha temperatura.
- O fluxante fundido fica retido ao longo da linha original do gancho.
- A linha de origem do gancho persiste como fronteira de grão na microestrutura final, apesar da ocorrência da transformação de duas fases separadamente. Os grãos acima e abaixo da linha do gancho

têm diferentes orientações cristalográficas devido ao diferente momento de solidificação do menisco e do líquido transbordado.

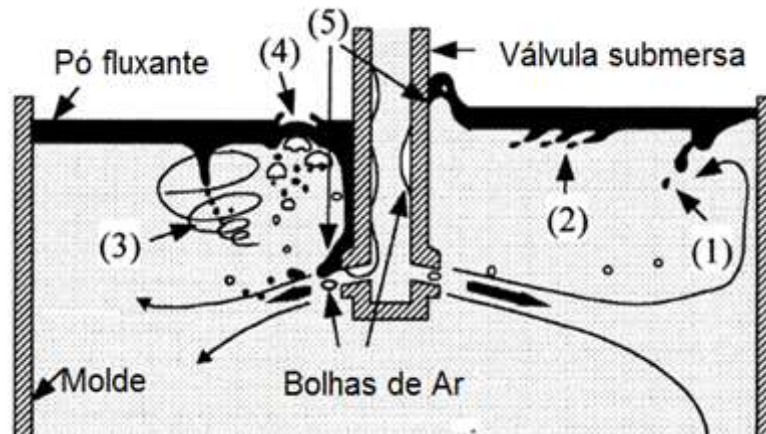
- O formato final do gancho fica completo com a ocorrência da fratura da ponta (Figura 3-3 (c)).
- A região de transbordamento solidifica formando a marca de oscilação. A extensão da penetração do aço líquido no canal de fluxo determina o formato final da parte superior da marca de oscilação. A parte saliente do gancho aprisiona inclusões e bolhas no aço líquido até o momento em que a frente solidificação ultrapassa o gancho (Figura 3-3 (d)).



**Figura 3-3: Ilustração esquemática da curva de formação de gancho em placa de aço ultra baixo carbono através da solidificação do menisco e subsequente transbordamento do aço líquido. Marcas de oscilação são formadas pelo crescimento normal da casca após o transbordamento (SENGUPTA *et al.*, 2006).**

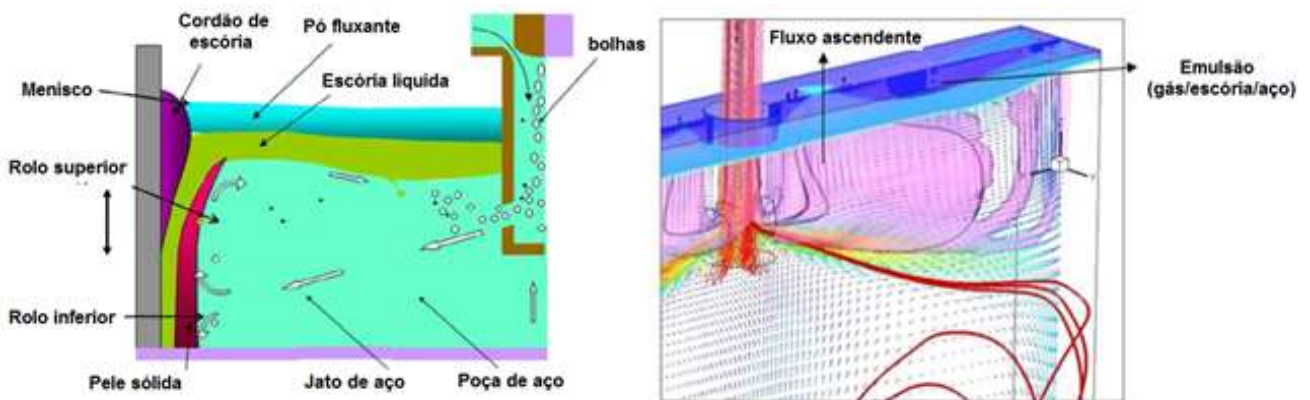
Os principais fenômenos correlacionados à distribuição do campo de velocidades causadores do aprisionamento de pó-fluxante e problemas superficiais são explicitados na Figura 3-4. O jato de aço líquido sai das portas da SEN e se direciona para a face estreita e divide-se em fluxos ascendente e descendente ao longo da face estreita, isto acarreta mudanças no nível de aço líquido na superfície, alterando a distribuição de fluxo de aço, bem como mudanças no nível de flutuações próximo ao menisco. O estado de turbulência estimula a formação de vórtices e consequentemente o aprisionamento de escória, prejudicando a qualidade superficial do produto lingotado.





**Figura 3-4: Cinco mecanismos de aprisionamento de fluxante do molde: 1) Cisalhamento causado pela reversão de fluxo na região de menisco; 2) cisalhamento da escória de cobertura; 3) formação de vórtice; 4) distúrbio superficial causado pelas bolhas oriundas da SEN (YAMASHITA E OGUCHI, 2001).**

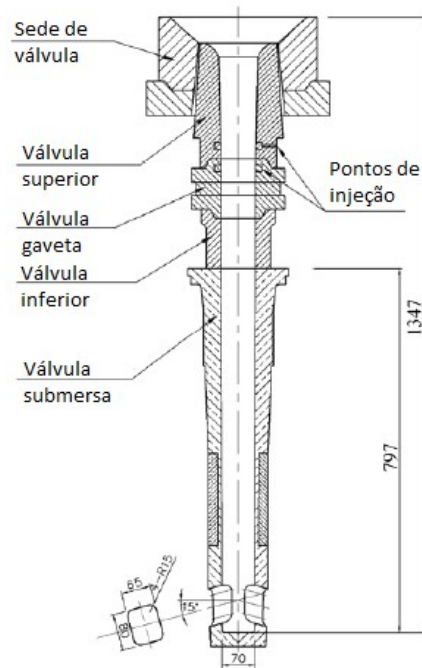
Kountouriotis (2011) comenta que o pó-fluxante é adicionado no topo do molde sobre o aço líquido formando uma camada de escória que preveni colamento de pele e o aprisionamento de partículas. O comportamento da camada de pó-fluxante é importante por diversas razões, por exemplo, para prevenir a reoxidação do aço, permitir um adequado nível de transferência de calor e consequentemente evitar a formação de pele solida no menisco (cascão), e absorção de inclusões do aço. Além disso, as bolhas de gás são injetadas na válvula para controlar a obstrução e remover inclusões via flotação, de maneira a se ter um aço com limpidez adequada. Entretanto, as grandes bolhas, após sair da SEN, geralmente escapam pela camada de escória (pó-fluxante) nas proximidades da válvula, apesar de ocasionalmente serem arrastadas pelo jato superior e serem capturadas na pele em solidificação, levando a sérios defeitos de superfície no produto, como trincas e inclusões.



**Figura 3-5: Constituição física e fluxos de massa no interior do molde de lingotamento contínuo de aços (KOUNTOURIOTIS, 2011).**

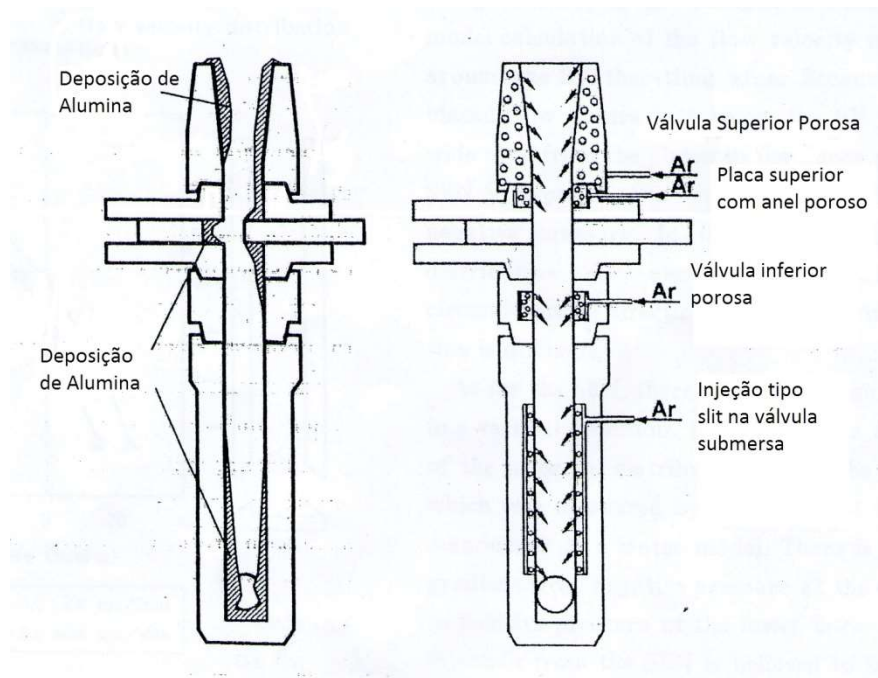
### 3.2 Injeção de Gás e seu efeito no Lingotamento

De acordo com Yuan *et al.* (2008) uma configuração típica para os sistemas de válvulas gavetas de distribuidor compreende várias peças: válvula superior, placa superior, placa intermediária, monobloco e válvula submersa, como apresentado na Figura 3-6.



**Figura 3-6: Configuração típica montagem refratária para os sistemas de válvulas gavetas (Yuan *et al.*, 2008).**

Suzuki *et al.* (2003) apresenta e discute sobre os locais comuns de adesão da alumina e possíveis pontos de injeção de gás no sistema refratário de válvula gaveta para reduzir a taxa de deposição de alumina (Figura 3-7). Embora, a injeção de Argônio (Ar) possa ser realizada em várias regiões do sistema de refratários, cada sistema de injeção tem suas vantagens e desvantagens, conforme apresentado na Tabela 3-1.



**Figura 3-7: Típico exemplo de adesão de alumina e métodos de injeção de gás no sistema de refratários do lingotamento contínuo de placas (SUZUKI *et al.*, 2003).**

Para Suzuki *et al.* (2003) o método mais efetivo para prevenir obstrução na válvula submersa é a injeção de Ar através de uma área porosa dentro da própria válvula. Porém, em casos onde a obstrução de alumina não se forma somente na válvula submersa, mas também na válvula superior e nas placas deslizantes, a injeção de Ar na válvula superior é benéfica porque as bolhas de gás fluem de cima para baixo pelo sistema reduzindo a área de baixa pressão do sistema de válvula gaveta e prevenindo a formação de obstrução por alumina em todo o conjunto.

Na seleção do método de injeção de gás, não se deve levar em conta somente a prevenção da obstrução, mas também o comportamento das bolhas de gás no molde. Em relação a essa questão Suzuki *et al.* (2003) enfatiza os seguintes fatores (Tabela 3-1):

- Efeito da distribuição da pressão do fluido sobre uniformidade da injeção de gás;
- Estabilidade estrutural da selagem de gás;
- Otimização do tamanho das bolhas através do controle da porosidade do refratário.

**Tabela 3-1: Características do método de injeção de gás para refratários de lingotamento contínuo (SUZUKI *et al.*, 2003).**

Local de injeção de gás	Uniformidade da injeção de gás (uniformidade da distribuição de pressão na região de baixa pressão do refratário da válvula gaveta)	Estabilidade estrutural do sistema da selagem de gás	Otimização do tamanho das bolhas
Válvula superior	Bom.	Bom.	Possível através do uso de tijolo queimado com tamanho de poro adequado.
Placa superior	Afetado pela abertura da válvula gaveta.	Susceptível a trincas.	
Válvula inferior	Extremamente afetada pela abertura da válvula gaveta.	A vedação das faces superior e inferior é difícil.	
Válvula submersa (SEN)	Bom na direção cilíndrica, mas elevado gradiente de pressão na direção vertical.	Bom.	Material poroso tem apenas microporos, as bolhas coalescem facilmente, o tamanho dos poros se modifica durante o lingotamento.

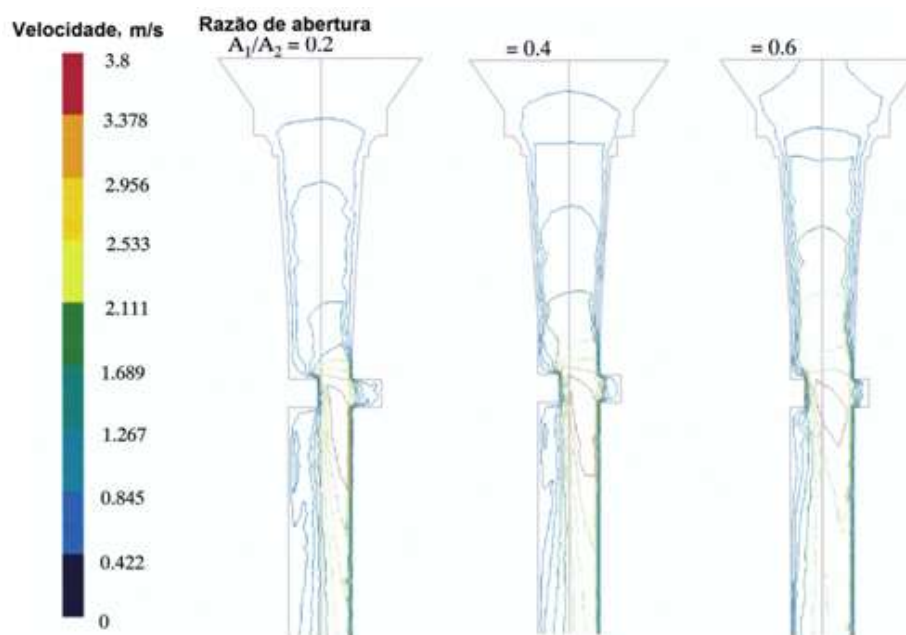
Zhang e Thomas (2003) destacam que os benefícios metalúrgicos da tecnologia de injeção de argônio pela válvula submersa, durante a operação de lingotamento contínuo de aços, são:

- Inibição da aspiração de ar causada pelo fluxo de aço do distribuidor para o molde;
- Minimização da intensidade e frequência de entupimento da válvula submersa;
- Controle do padrão de fluxo no interior do molde entre a região do menisco e as portas da válvula submersa.
- Cooperação na captura e remoção de inclusões na poça de aço.

Estas características são essencialmente dependentes do(a):

- Velocidade de lingotamento;
- Profundidade de imersão e configuração da válvula submersa;
- Vazão e distribuição de tamanhos das bolhas de argônio no interior da válvula submersa.

A primeira função metalúrgica da injeção de argônio na válvula submersa advém da criação de uma pressão positiva na região do colo daquela de modo a evitar a aspiração de ar e oxidação do aço. A taxa de aspiração de ar na região da válvula gaveta do distribuidor depende da pressão negativa gerada na região abaixo da válvula gaveta, sendo, portanto, função da fração de abertura e do grau de permeabilidade da mesma, ver Figura 3-8. Nota-se que a pressão decresce com a diminuição da fração de abertura da válvula gaveta (SUZUKI *et al.*, 2002).



**Figura 3-8: Efeito da fração de área de abertura da válvula gaveta sobre a velocidade no interior da válvula submersa (SUZUKI *et al.* 2002).**

Bai e Thomas (2001), via modelagem matemática, mostram a distribuição de pressão no interior da válvula submersa,

Figura 3-9, a qual é função da fração de abertura da válvula gaveta; altura de aço no distribuidor, diâmetro da válvula submersa; vazão de gás, velocidade de lingotamento e da eficiência de selamento das conexões entre a válvula submersa, válvula gaveta e sede desta. Nota-se que a maior queda de pressão ocorre na região da válvula gaveta devido ao efeito de estrangulamento. Enquanto a menor queda de pressão ocorre na região de conexão da válvula gaveta com a válvula submersa. Por outro lado, o aumento da abertura da válvula gaveta resulta em menor residência ao fluxo de aço e por isso, menor queda de pressão.

Uma segunda função metalúrgica da injeção de argônio é a de criar uma cortina de bolhas entre a parede da SEN e o fluxo de aço, Figura 3-10, capaz de impedir a deposição de inclusões, crescimento de acreções e o entupimento parcial ou total da mesma (WHANG *et al.*, 1999b).

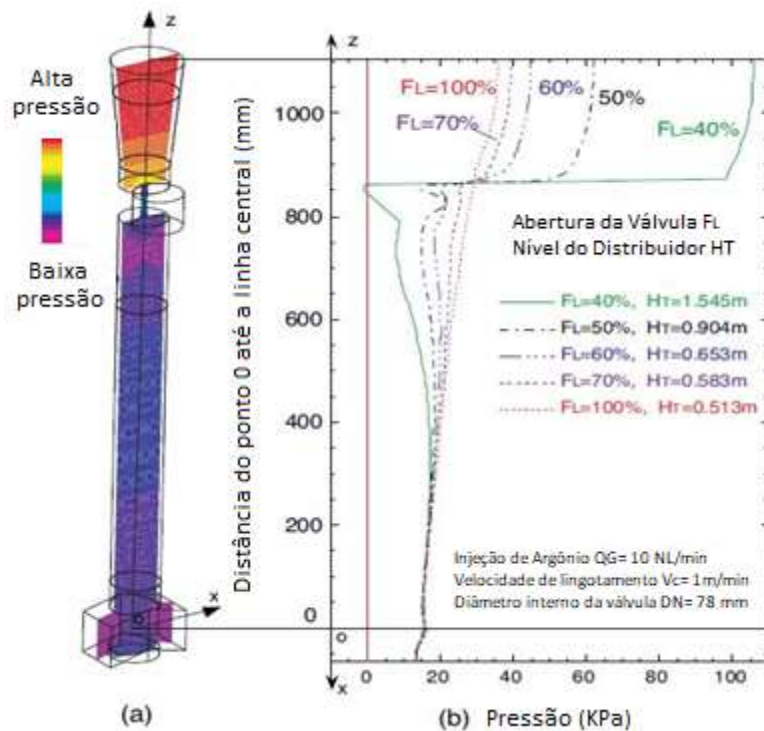


Figura 3-9– Distribuição de pressão no interior de uma válvula submersa padrão: a) Plano central; b) Perfil de pressão na linha central da válvula submersa. (BAI E THOMAS, 2001)

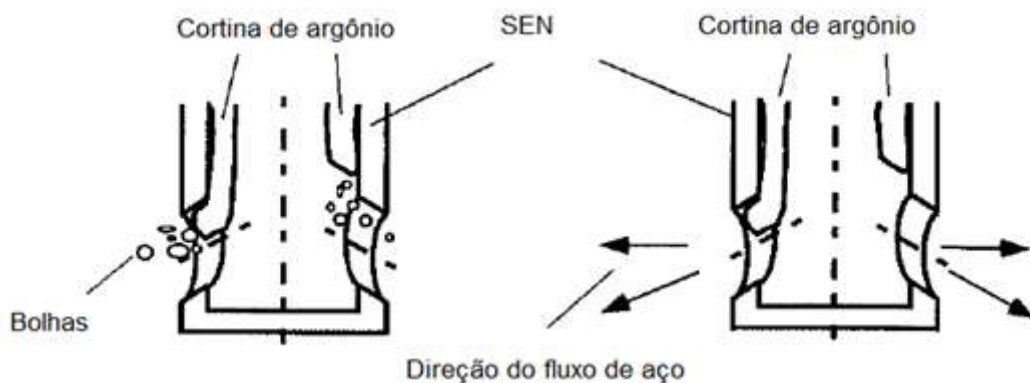
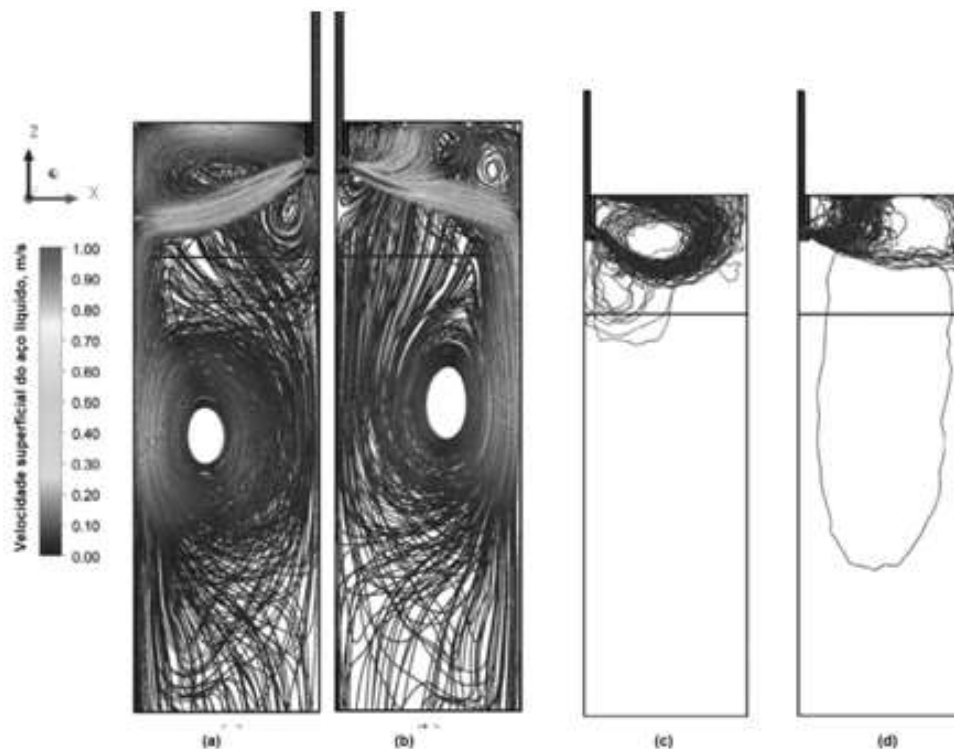


Figura 3-10: Influência do argônio injetado sobre o comportamento do fluxo de aço, quando do baixo molhamento do refratário poroso pelo líquido (WANG *et al.* 1999b)

A fração de gás é função da velocidade de lingotamento, vazão de gás e posicionamento do dispositivo refratário de injeção do gás na válvula submersa. Lee *et al.* (2009), entretanto, destacam que tanto o tamanho médio quanto a distribuição de tamanhos das bolhas aumentam com o aumento da vazão de gás e diminuição da velocidade de lingotamento. Por outro lado, a diminuição da velocidade de lingotamento abaixo de um valor mínimo crítico, tal como encontrado nas regiões de recirculação abaixo da válvula gaveta, facilita a formação de bolhas de grandes tamanhos. Estas por sua vez, são liberadas periodicamente pelas portas da válvula

submersa, ocasionando fortes turbulências na região do menisco e aprisionamento de pó-  
fluxante no aço líquido.

Já a terceira função metalúrgica da técnica de injeção de argônio na válvula submersa é a de modificar e de cooperar para o controle da distribuição de velocidades bem como a separação de inclusões na região do molde, Figura 3-11 e Figura 3-12. Para tal propósito é necessária uma distribuição de tamanhos das bolhas capaz de aumentar a área da interface aço/bolha (o que favorece a captura e remoção de inclusões) e que iniba a retenção das bolhas de argônio na poça de aço e o aprisionamento das mesmas na frente de solidificação. Uma vazão excessiva de argônio pela válvula submersa aumenta o nível de turbulência no menisco; estimulando a formação de vórtices e aprisionamento de escória, o que prejudica a qualidade final do aço lingotado. Por outro lado, o fluxo de argônio na válvula submersa altera o padrão de escoamento do aço na cavidade do molde do regime de duplo rolo para o regime de rolo simples. Para tanto, é necessário a escolha da taxa de injeção de argônio, as características mineralógicas e dos poros do refratário de injeção de argônio.



**Figura 3-11: Linhas de fluxos do aço no interior do molde para velocidade de lingotamento de 0.7m/min:**  
a) sem argônio; b) com vazão de argônio 10NL/min. Trajetórias de inclusões de 50 µm no interior do  
molde: c) sem argônio; d) com argônio 10NL/min (LIU *et al.*, 2014)



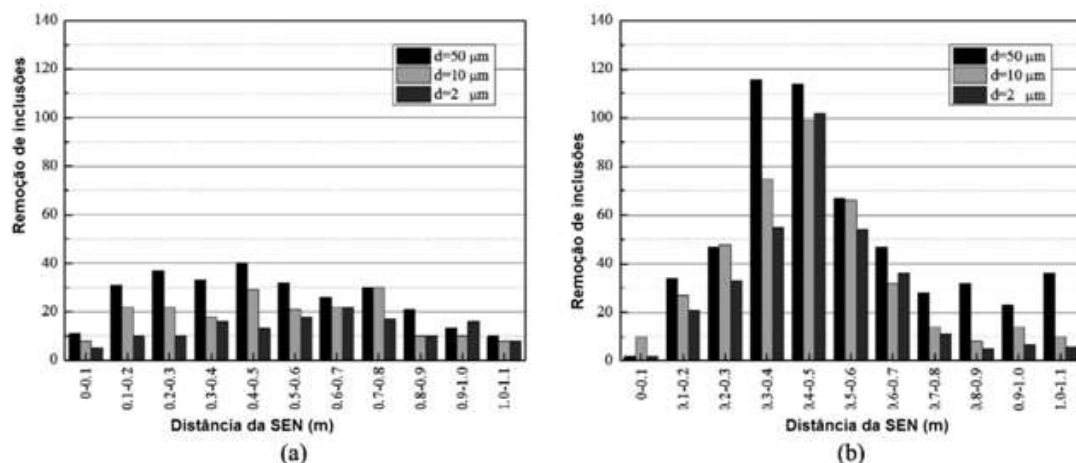


Figura 3-12: Distribuição de remoção de inclusões não-metálicas na região do molde: a) sem argônio; b) com argônio (LIU *et al.* 2014).

### 3.3 Formação das bolhas e seu comportamento no sistema de refratários e molde

De maneira a se evitar a adesão da alumina na válvula superior é necessário injeção uniforme de gás, além da prevenção adequada de vazamentos. Para uma injeção uniforme de gás, a otimização da estrutura da válvula superior é necessária, como também, da câmara de gás, do material de selagem, do material denso e da carcaça metálica. A Figura 3-13 apresenta estruturas de válvula superior empregadas nas siderúrgicas japonesas produzidas pela Shinagawa. A estrutura da válvula superior deve ser ajustada para as condições específicas de cada máquina de lingotamento, tais como operação de distribuidor e as restrições dimensionais do cassete do sistema de válvula gaveta (SUZUKI *et al.*, 2003).

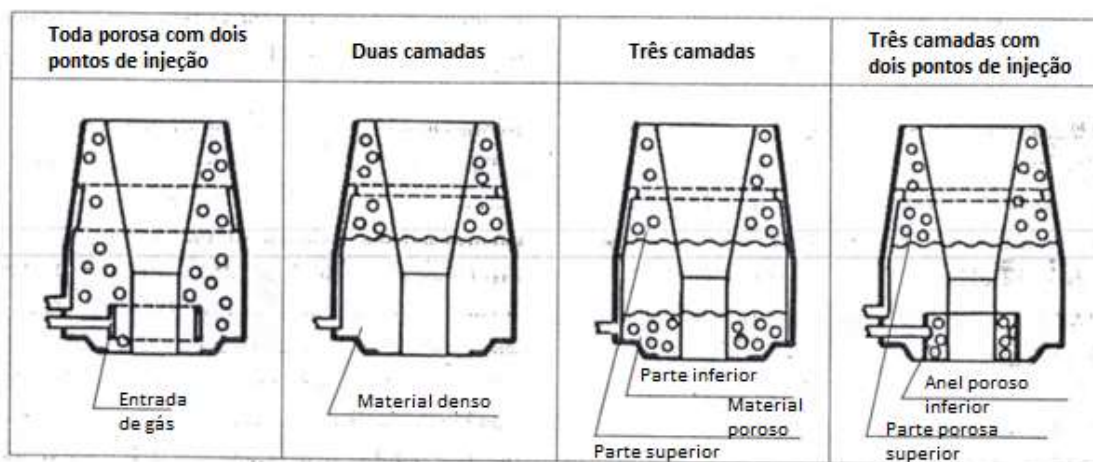
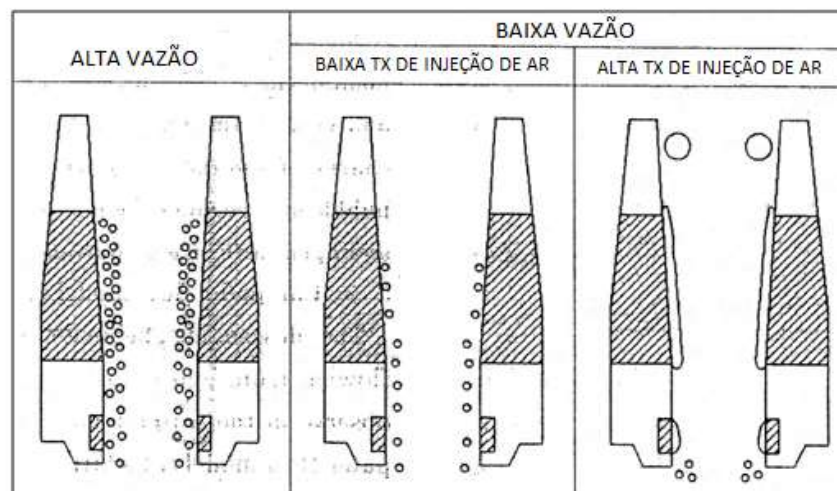


Figura 3-13: Projeto de válvula superior com multicamadas (SUZUKI *et al.*, 2003).



Suzuki *et al.* (2003) utilizou válvula superior porosa com janela de vidro, para observar o comportamento das bolhas de gás injetadas na válvula superior, em modelo físico em água com sistema de controle de fluxo tipo válvula gaveta (SVG). A Figura 3-14 apresenta de maneira esquemática as observações realizadas. Para condições de elevadas vazões as bolhas geradas isoladamente são praticamente arrancadas da superfície refratária diretamente para o fluxo de água. As bolhas descem através da garganta do sistema de válvula gaveta e depois são lançadas no molde através das aberturas da SEN. Enquanto que para baixas vazões e elevadas taxas de injeção de gás, um filme de gás se forma sobre a superfície porosa pela coalescência das bolhas. Algumas vezes, parte deste filme de gás se desprende e forma uma bolha grande que sobe até o distribuidor.



**Figura 3-14: Desenho esquemático da geração de bolhas no modelo em água (SUZUKI *et al.*, 2003).**

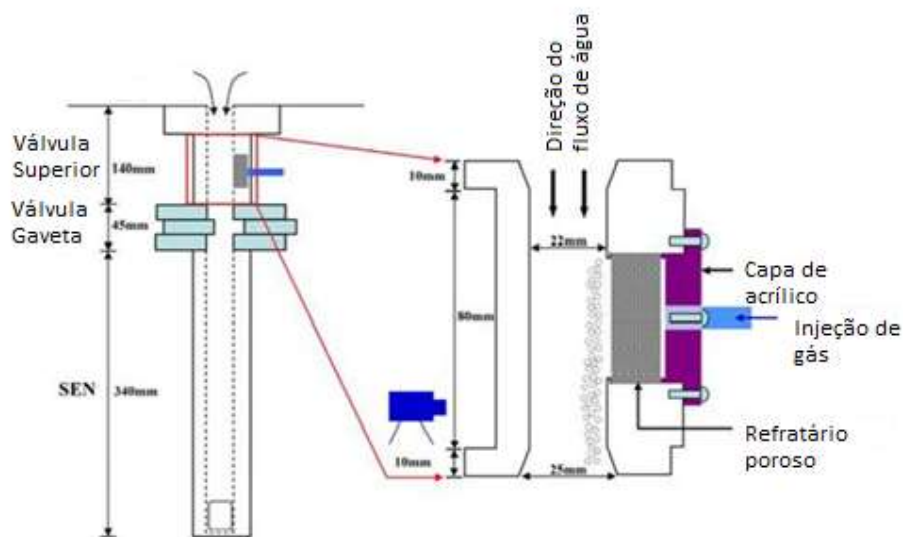
De acordo com Suzuki *et al.* (2003) o tamanho das bolhas de gás lançadas pela saída da válvula submersa depende do material poroso, da taxa de injeção de gás, da velocidade do fluido (vazão/ área da seção transversal) e da estrutura da SEN. Por exemplo, em modelo em água, utilizando-se o mesmo material poroso, observa-se que o tamanho da bolha tende a reduzir com a elevação da velocidade do fluido e tende a tornar-se maior com o aumento da taxa de injeção de gás.

Para Suzuki *et al.* (2003) a utilização de materiais porosos com variadas distribuições de tamanho de poro permite modificar o tamanho médio da bolha. O diâmetro da bolha se torna

maior com aumento do tamanho médio do poro do material. O tamanho das bolhas foi mensurado por um analisador de imagens através de fotos das bolhas na saída da SEN.

Lee *et al.* (2009) desenvolveu estudo para investigar o comportamento inicial de bolhas, em modelo em água, utilizando amostras revestidas de refratário de MgO poroso para simular o elevado ângulo de contato aço-argônio com diferentes permeabilidades. O ar é injetado através do refratário e percorre vários poros através de uma rede de poros interligada até sua saída na superfície do refratário por meio de sítios ativos. O sítio ativo é um poro por onde o gás sai da superfície do refratário. O efeito das propriedades refratárias tem sido investigado tanto em modelo em água estagnada como com fluxo descendente. O número de sítios ativos aumenta com o aumento da taxa injeção do gás, da permeabilidade, da velocidade do fluxo de água, e menor ângulo de contato.

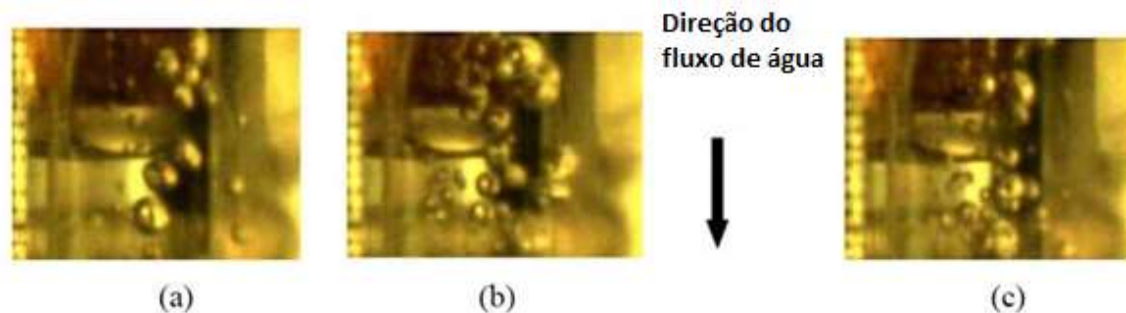
A Figura 3-15 apresenta um diagrama esquemático do modelo de água. Fluxo de água sai do fundo do distribuidor através de uma válvula superior de distribuidor. O ar é injetado através de uma amostra refratária porosa (14mm de largura x 44mm de comprimento x 17mm de profundidade) centrada em uma parcela representativa da parede da válvula. O fluxo de água é controlado por um sistema de válvula gaveta de maneira a possibilitar regulação deste entre 20 a 45 L/min, o que corresponde a velocidades médias de água,  $V_l$ , no interior da válvula de 0,68 a 1.58 m/s, considerando um quadrado de 22x22 mm de área de seção transversal. O formato quadrado da válvula permite a observação clara do comportamento inicial da bolha dentro da válvula, sem distorção por refração.



**Figura 3-15: Injeção de gás através de refratário poroso de MgO (LEE *et al.*, 2009).**

Lee *et al.* (2009) preparou as amostras porosas de refratário (MgO) com permeabilidades diferentes. De acordo Wang (1998, 1997 *apud* Lee *et al.* 2009) a molhabilidade entre o aço fundido e o refratário poroso tem grande influência sobre a formação de bolhas na superfície da válvula. Para atingir valores semelhantes de baixa molhabilidade (ângulo de contacto elevado), entre a água e o refratário, Lee *et al.* (2009) realizou tratamento especial da superfície do refratário.

A vazão de gás,  $Q_g$ , foi ajustada para 0,1 ~ 1,0 litro padrão por minuto (L/min), de maneira a alcançar uma velocidade média de injeção (taxas de fluxo por unidade de área da superfície do refratário) de 0,016 ~ 0,162 L/min.cm<sup>2</sup>. O gás é injetado em um tubo inserido na parte de trás da peça de refratário poroso. A formação de bolhas inicial foi gravada por uma câmera de alta velocidade (4.000 quadros por segundo), e avaliada posteriormente quadro a quadro. Imagens representativas da filmagem são mostradas na Figura 3-16 para três velocidades de água e taxas de injeção de gás. Cada poro, por onde as bolhas surgem, na superfície refratária é identificada como um “sítio ativo”. A contagem dos sítios ativos, do tamanho das bolhas e da sua distribuição, foi executada através de medições diretas realizadas nas imagens individuais de vídeo (LEE *et al.*, 2009).



**Figura 3-16: Fotos do experimento em água com várias velocidade de água,  $V_l$ , e velocidade de gás na válvula,  $V_g$  : (a)  $V_l = 0,97$  m/s;  $V_g = 0,0027$  m/s (b)  $V_l = 0,97$  m/s;  $V_g = 0,0081$  m/s; (c)  $V_l = 1,27$  m/s;  $V_g = 0,0081$  m/s (LEE *et al.*, 2009).**

As medições no modelo em água mostram que tanto o tamanho médio da bolha e a variação de sua distribuição aumentam com o aumento da taxa de injeção de gás e com a diminuição da velocidade da água, como mostrado na Figura 3-17. Reduzindo-se a velocidade da água abaixo do valor crítico mínimo (como os encontrados nas regiões de recirculação abaixo da válvula gaveta) facilita-se a formação de bolhas de grandes dimensões. A liberação periódica de tais

bolsas de gás pode resultar em flutuações significativas no nível do molde conduzindo ao aprisionamento de fluxante e a defeitos superficiais associados com a instabilidade do menisco (LEE *et al.*, 2009).

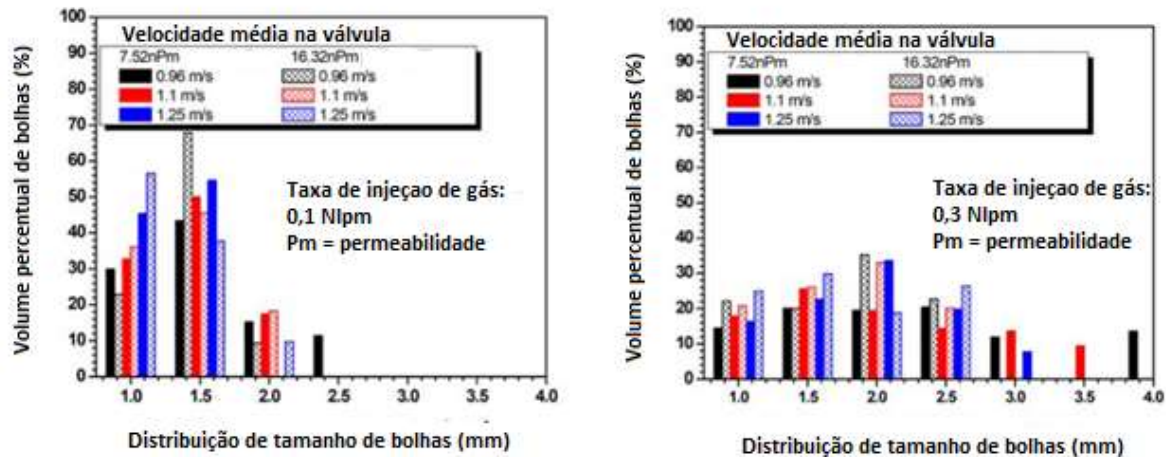
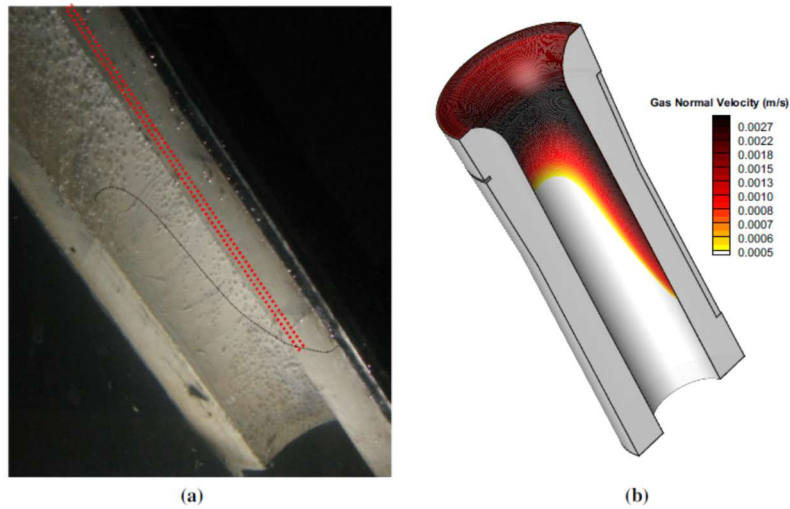


Figura 3-17: Distribuição de tamanho de bolhas com diferente velocidade de água e taxa de vazão de gás (6,2 cm<sup>2</sup> de área superficial da amostra sem revestimento do refratário) (LEE *et al.*, 2009).

Liu e Thomas (2012 e 2014) desenvolveu um novo modelo para investigar a difusão de gás através de refratários porosos aquecidos, incluindo os efeitos da geometria refratária, a expansão térmica do gás, viscosidade do gás dependente da temperatura e possível vazamento em juntas não seladas. Uma nova condição de contorno de pressão de fluxo unidirecional foi formulada e implementada para evitar fluxo irrealista no refratário. O modelo completo foi validado com soluções analíticas de problemas de teste 1D e observações de um experimento de borbulhamento de água. Para demonstrar a aplicação prática deste modelo geral, o fluxo de gás de argônio é simulado através de válvula superior de dois *slits* durante o lingotamento contínuo com sistema de válvula gaveta. Distribuições de pressão de aço líquido realistas com a condição de limiar de borbulhamento são aplicadas na superfície interna. O novo modelo de fluxo poroso pode servir como o primeiro passo de um sistema abrangente de modelos multifásicos (Figura 3-18).



**Figura 3-18: Comparação entre o fluxo de gás previsto e medido na superfície interna da UTN (*Upper Tundish Nozzle*) (LIU E THOMAS, 2014).**

Além da vazão de gás e das distribuições de pressão, a predição da distribuição do tamanho da bolha depende da quantificação da densidade numérica de "sítios ativos" através dos quais os fluxos de gás deixam a superfície refratária porosa. Liu e Thomas (2014) menciona que o número de sítios ativos por unidade de área ( $\# / \text{cm}^2$ ) é muito menor do que o total de locais disponíveis e que estes aumentam com o aumento da vazão de gás e diminuem com a tensão superficial e viscosidade do gás. Além disso, o número de locais ativos depende da permeabilidade específica e da porosidade do refratário, ângulo de contato, velocidade de fluxo cruzado, e densidade do líquido.

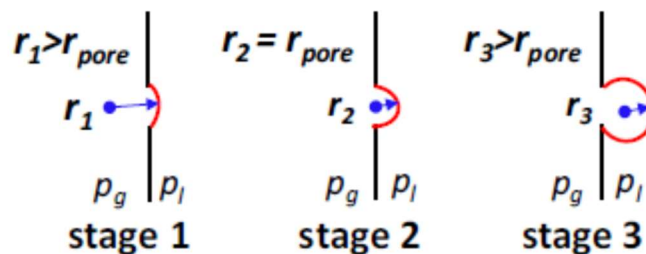
A interface entre o refratário poroso e o líquido (metal) é onde a condição limite mais influente do modelo deve ser aplicada. Para que o gás saia da interface líquido-refratário para o volume líquido, é necessário um salto de pressão para superar a força de tensão superficial, a fim de curvar a interface, formar e separar as bolhas. Este salto de pressão  $\Delta p$  é um limiar de "borbulhamento" que pode ser calculado seguindo a equação de Young-Laplace, como:

$$\Delta p = p_b - p_l = \sigma k = \frac{2\sigma}{r_{pore}}, \quad (3.1)$$

onde  $p_b$  é pressão de gás  $p$  na interface refratária (ou limite),  $p_l$  é a pressão do líquido na interface,  $\sigma$  é a tensão superficial,  $k$  é a curvatura do gás na interface líquido-refratário, e  $r_{pore}$

é o raio efetivo da interface no poro refratário ativo, onde o gás sai. Isso quantifica como a pressão do líquido é menor que a pressão do gás dentro do refratário (LIU E THOMAS, 2014).

A Figura 3-19 ilustra os estágios de formação de bolhas. Na fase inicial 1, menos da metade de uma superfície de bolha esférica penetra no líquido e o raio da tampa de bolha é maior do que o da abertura dos poros, resultando em uma pequena curvatura. No estágio 2, o diâmetro da bolha do hemisfério é igual ao diâmetro do poro que define a curvatura máxima. No terceiro estágio, a bolha se expandiu além da forma do hemisfério, com um diâmetro maior e menos curvatura (LIU E THOMAS, 2014).

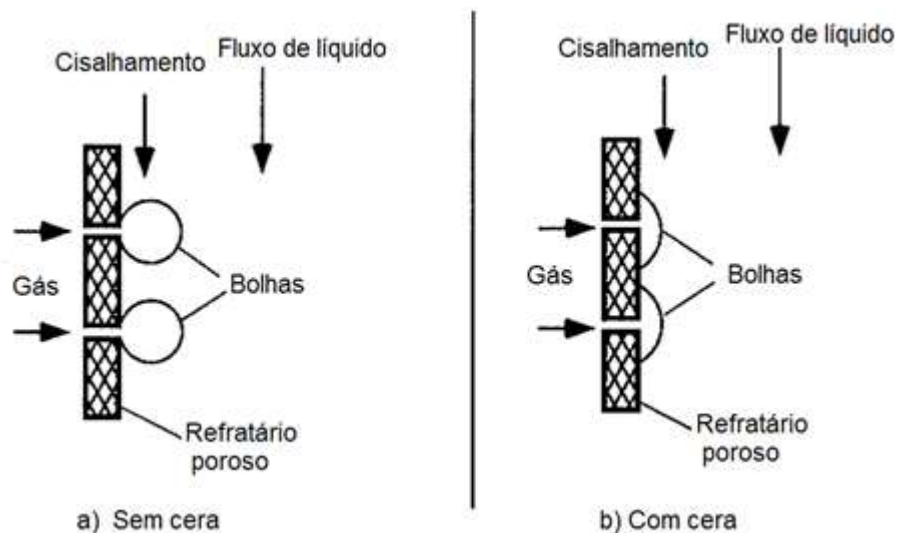


**Figura 3-19: Estágios de formação de bolhas na superfície refratária mostrando (LIU E THOMAS, 2014)**

O crescimento e desprendimento das bolhas de argônio dos orifícios do refratário poroso é influenciado pela velocidade de lingotamento; vazão de argônio; diâmetro e formato dos poros do material refratário, além da molhabilidade do sistema refratário/aço/gás. No caso da prática operacional de lingotamento contínuo, o material refratário é fracamente molhável pelo aço líquido.

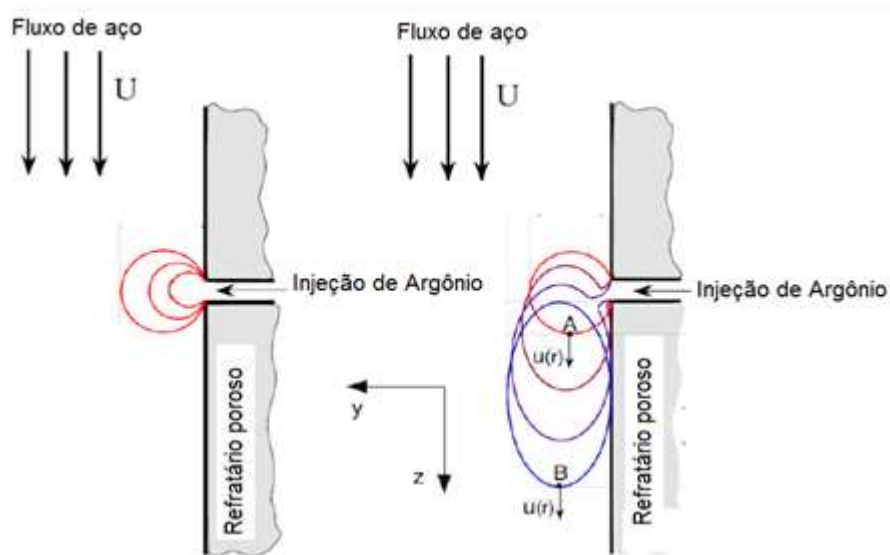
Wang *et al.* (1999) destacam que o ângulo de molhamento do líquido sobre o refratário poroso exerce forte influência sobre a formação das bolhas. Quando o líquido molha o refratário poroso, as bolhas formam-se na abertura do poro. No caso de refratário não-molhável pelo líquido as bolhas formam-se circunferencialmente a cada poro, gerando uma grande área de contato refratário poroso/gás, Figura 3-20, o que garante maior tempo aderência das bolhas em seus respectivos sítios de crescimento, comparativamente com aquela formada no refratário poroso não molhável pelo líquido.





**Figura 3-20:** Efeito da molhabilidade do líquido sobre o refratário, sobre a formação de bolhas (WANG *et al.*, 1999b)

As bolhas de argônio geradas no refratário poroso experimentam deformação em virtude do fluxo descendente de aço, Figura 3-21. Este comportamento de alongamento, antes de seu desprendimento do sítio ativo, é função da vazão de argônio, número e diâmetro dos poros ativos, além das propriedades físicas do refratário, argônio e do aço líquido.



**Figura 3-21:** Deformação volumétrica das bolhas de argônio pelo fluxo de aço na válvula submersa (CLIF *et al.* 1978).

A Figura 3-22 ilustra a diferença de comportamentos, para as mesmas vazões de gás e de líquido, no sistema água-ar e aço-argônio. As bolhas de argônio tendem a serem mais alongadas pelo fluxo de aço.

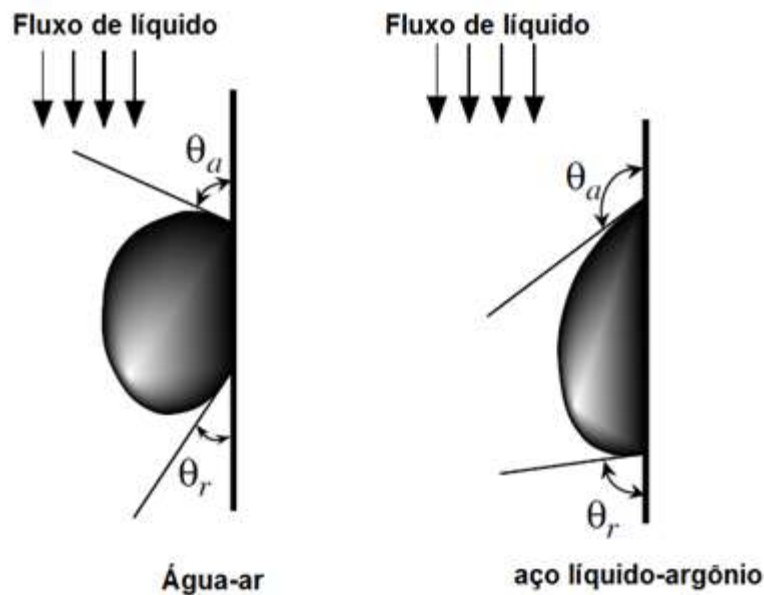


Figura 3-22: Formatos de bolhas para diferentes sistema sólido-líquido-gás (BAI E THOMAS, 2001b).

Com o alongamento e coalescimento destas bolhas, forma-se uma cortina de gás entre a parede interna da válvula submersa e o fluxo de líquido. No caso do refratário poroso ser molhado pelo líquido, o desprendimento das bolhas de seus respectivos locais de germinação pelo cisalhamento induzido pelo fluxo de aço é mais fácil, Figura 3-23.

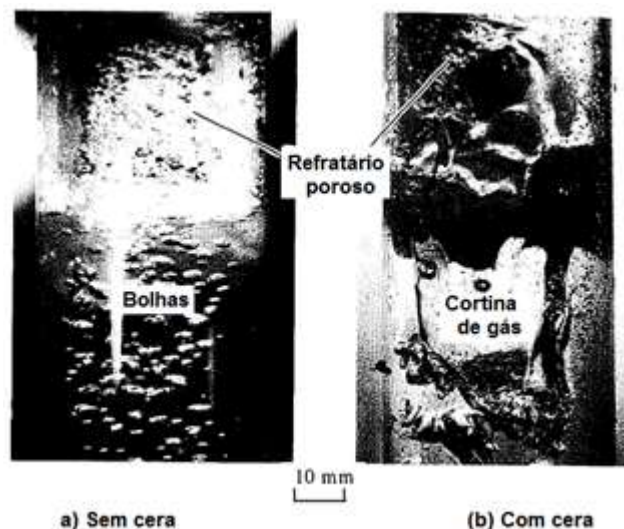
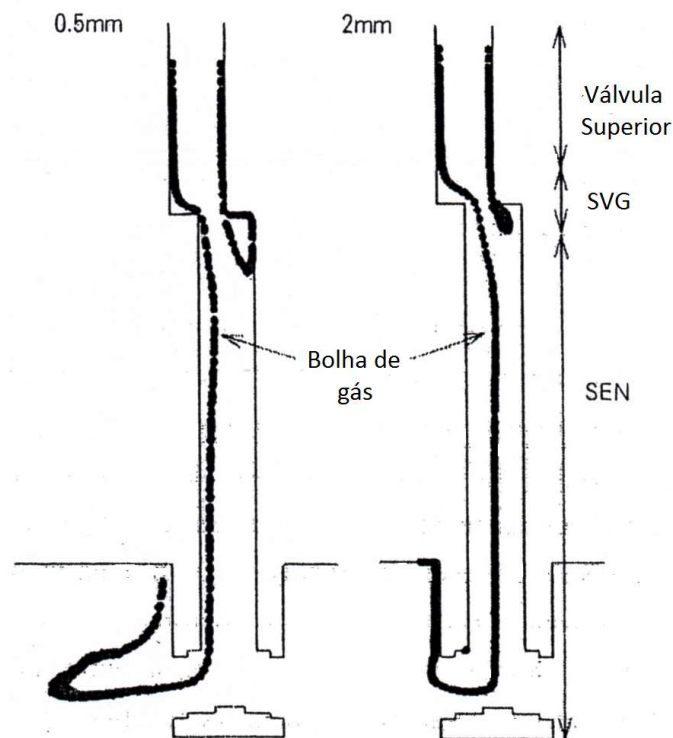


Figura 3-23: Comportamento do argônio injetado sobre a superfície do refratário poroso: Vazão de gás= 0,02Nl/cm2.min; vazão de líquido= 35l/min. (WANG *et al.* 1999a)



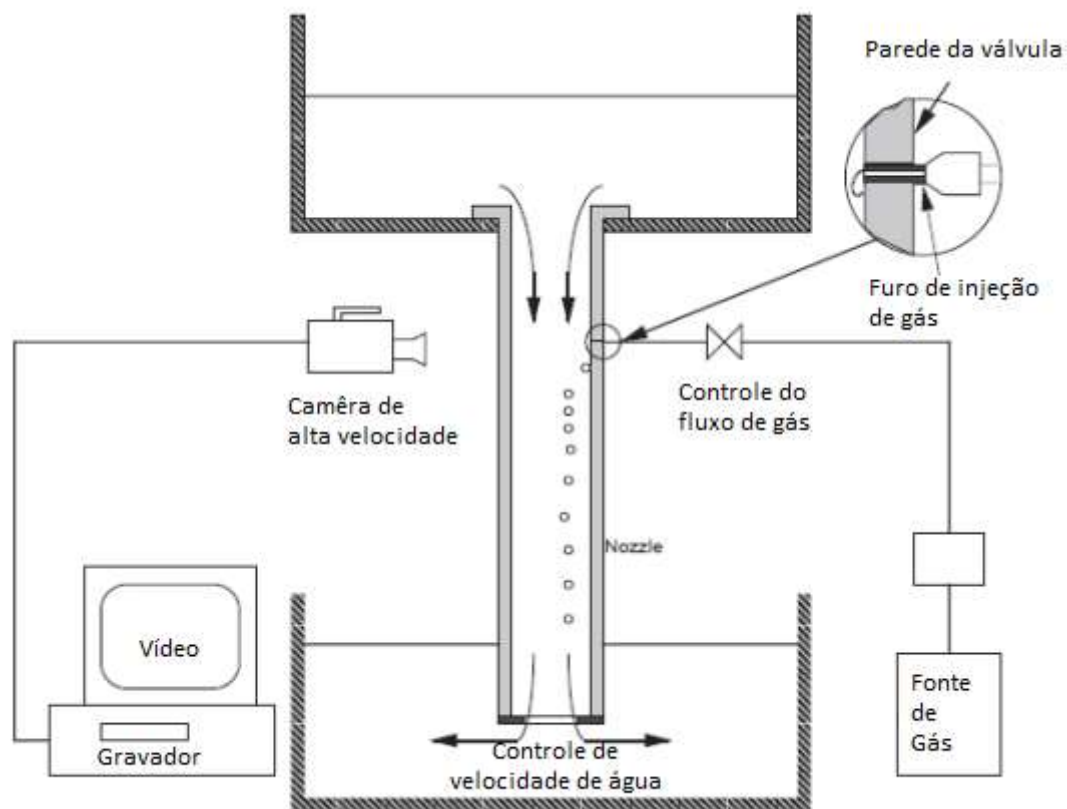
A movimentação das bolhas de gás desde a válvula superior até a válvula submersa é muito rápida para ser avaliada no modelo físico. Por esta razão Suzuki *et al.* (2003) desenvolveu um modelo matemático para avaliar o comportamento das bolhas. Devido à dificuldade para modelar a geração e separação das bolhas nas condições de fluxo, foi calculado o comportamento de bolhas, com tamanho fixo, colocadas sobre a válvula superior, as quais são em seguida liberadas no fluxo de aço líquido. Os resultados apresentados na Figura 3-24 demonstram que no caso de lingotamento com sistema de válvula gaveta, as bolhas surgem na superfície da válvula superior e são desviadas para o centro, quando passam pela região de redução do SGV, seguindo esta trajetória até a saída da SEN. Este fenômeno é mais significativo para bolhas com diâmetros maiores, mantendo-se fixa a abertura do SVG. Este fenômeno também é mais pronunciado para pequenas aberturas do SVG, para um tamanho específico de bolha. Finalmente, a geração de bolhas pequenas através da utilização de material com poros pequenos para maiores aberturas das placas é extremamente vantajosa para prevenção de obstrução na válvula submersa. De acordo com Suzuki (2003) estas observações são consistentes com a experiência prática de máquinas de lingotamento atuais.



**Figura 3-24: Trajetória do gás desde a válvula superior até o molde (SUZUKI *et al.*, 2013).**

A Figura 3-25 apresenta o esquema da montagem experimental realizada por Thomas *et al.* (1997). O gás pressurizado (ar, He ou Ar) é injetado através de uma agulha em uma área de 35

mm x 35 mm em um tubo vertical de plexiglas com um fluxo de água com condições similares as encontradas nas válvulas de lingotamento contínuo. A saída de gás foi inserida na parede da válvula para simular um furo ou poro na válvula cerâmica. A pressão foi ajustada para obter taxas de fluxo de gás 0,2 a 5 ml/s. A velocidade da água foi variada de 0,9 a 2,5 m/s através da mudança de abertura na base da válvula. Três diferentes tamanhos de agulha (0,3, 0,4 e 0,5 mm) foram utilizadas para examinar o efeito do diâmetro do poro de injeção de gás. A formação das bolhas foi filmada por uma câmera de alta velocidade de 4500 quadros por segundo. O comportamento da injeção das bolhas foi realizado pela avaliação das imagens de vídeo frame por frame. O diâmetro das bolhas foi medido diretamente através das imagens individuais de vídeo e checado pela contagem do número de bolhas na saída da agulha, sabendo-se a taxa de injeção de gás (THOMAS *et al.*, 1997).



**Figura 3-25: Esquema modelo físico para avaliação comportamento das bolhas de gás (THOMAS *et al.*, 1997).**

Thomas *et al.* (1997) observou que inicialmente o gás injetado pelo poro apresentava diferentes formatos de bolha e comportamentos em função da velocidade do fluxo de água e da taxa de injeção de gás (Figura 3-26). Para baixas velocidades do fluxo de água (incluindo o estagnado) e baixas taxas de injeção de gás, Modo I, se observa a formação uniforme de bolhas esféricas

a partir da saída do poro, que depois suavemente se soltam e acompanham o fluxo do líquido. Para o Modo IV, altas velocidades de fluxo e altas taxas de injeção de gás, se observa um alongamento das bolhas para baixo ao longo da parede formando um filme gasoso. Este filme eventualmente se rompe em diferentes tamanhos de bolhas, variando entre algumas muito grandes e outras muito pequenas. O Modo II é uma condição de transição entre o Modo I e IV na qual o gás injetado se solta da parede, mas permanece próximo desta. As bolhas normalmente são alongadas próximo da saída, mas são relativamente uniformes quando comparadas com as formadas no Modo III e IV. O Modo III é similar ao Modo IV, exceto pelo fato de que o fluxo de gás é insuficiente para manter uma camada uniforme de gás na parede, então se formam vazios.

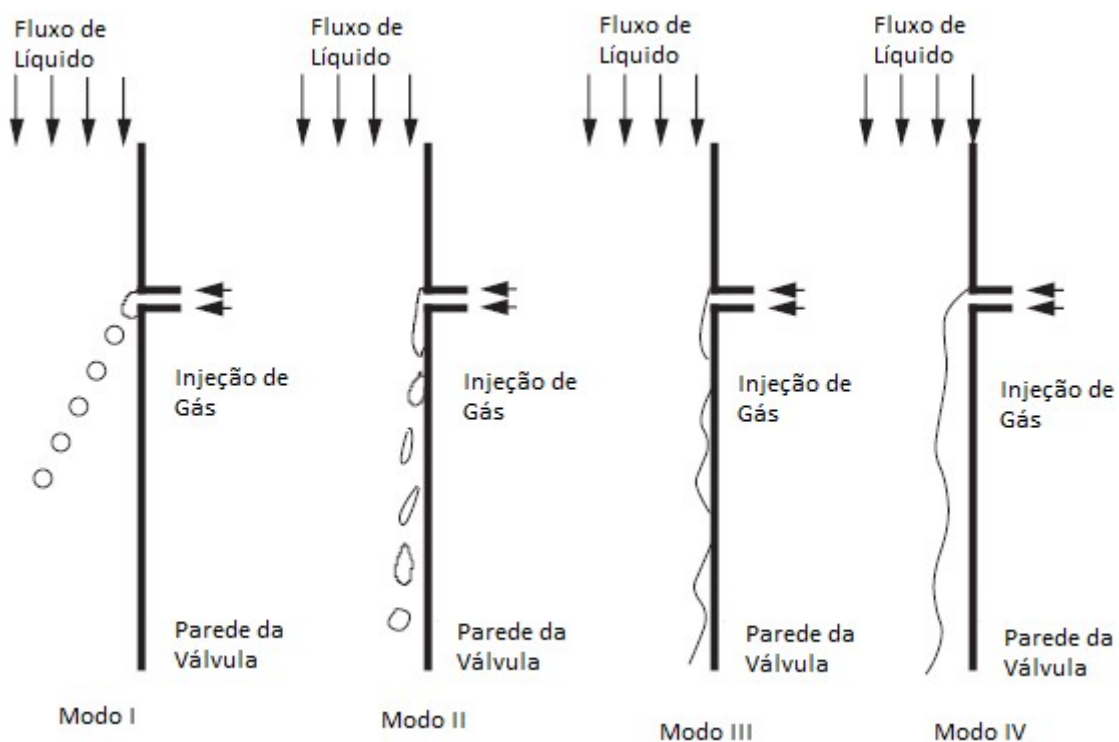


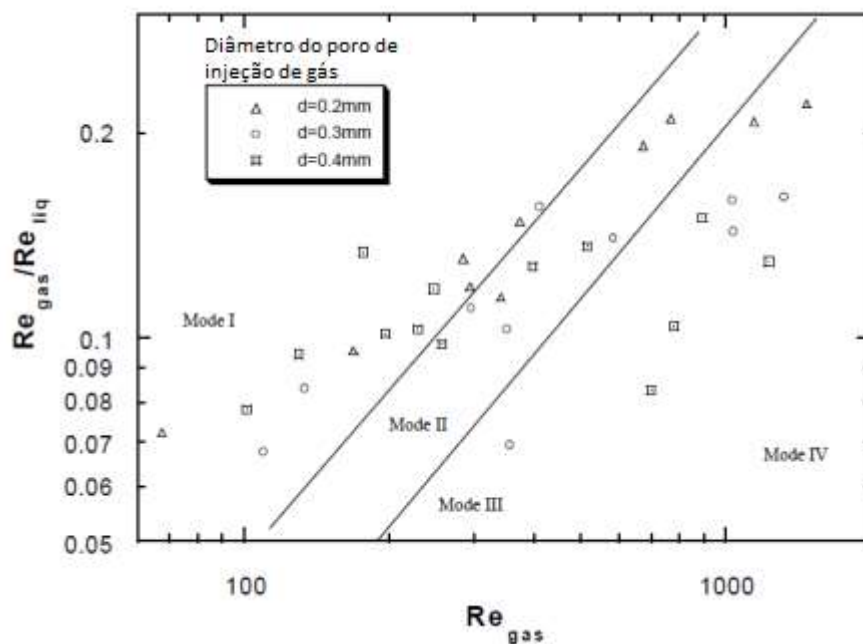
Figura 3-26: Quatro modos de injeção de gás (THOMAS *et al.*, 1997).

Observa-se que o comportamento do gás é governado principalmente pela quantidade de movimento do gás e a quantidade de movimento transversal do líquido. Este fenômeno é apresentado na Figura 3-27, onde os quatro modos estão claramente relacionados ao número de Reynolds para a taxa de injeção de gás e fluxo transversal de água. Estes números foram definidos pelas seguintes equações, de acordo com Thomas *et al.*, (1997):

$$Re_{gas} = \frac{4Q\rho_{gas}}{\pi du_{gas}} \quad (3.2)$$

$$Re_{liq} = \frac{\rho_{liq} U D}{\mu_{liq}} \quad (3.3)$$

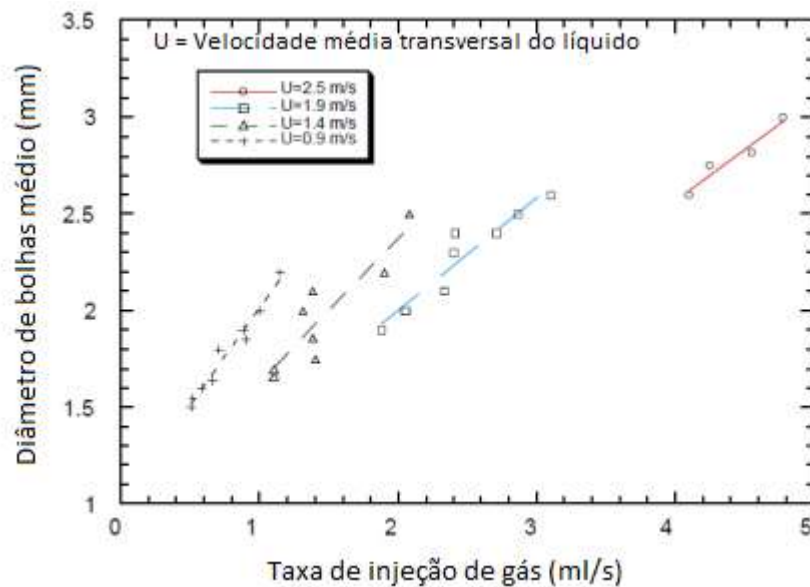
Onde  $\rho_{gas}$  é a densidade do gás,  $\rho_{liq}$  é a densidade do líquido;  $\mu_{gas}$  é a viscosidade do gás,  $\mu_{liq}$  é a viscosidade do líquido; d é diâmetro do poro de injeção de gás, D é a medida do diâmetro da bolha, Q é a taxa de injeção de gás e U é velocidade média do líquido. Por exemplo, para bolhas injetadas em furo de 2 mm para taxas de injeção de 1ml/s e velocidade de 0,9 m/s,  $Re_{gas}=242$ ,  $Re_{liq}=2000$ , e a taxa  $Re_{gas}/Re_{liq}=0,121$ . Este exemplo é semelhante ao Modo I.



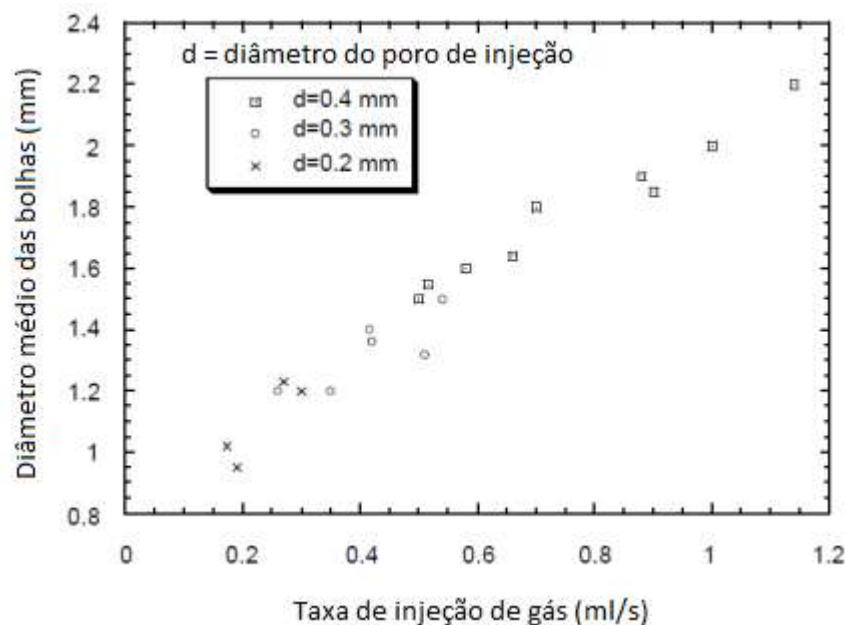
**Figura 3-27: Modos de injeção de gás e sua relação com o número de Reynolds para gás e líquido (THOMAS *et al.*, 1997).**

Thomas *et al.* (1997) observou que a medida do diâmetro varia de 1 a 5mm dependendo da velocidade transversal da água e da taxa de injeção de gás. A Figura 3-28 apresenta a medida do diâmetro das bolhas para diferentes taxas de injeção de gás e diferentes velocidades transversais de água. O tamanho das bolhas aumenta significativamente com o aumento da injeção de gás e a redução da velocidade da água. A Figura 3-29 apresenta os resultados das medidas do diâmetro das bolhas para três diferentes diâmetros de poros de injeção de gás para uma mesma velocidade da água. Este gráfico demonstra que em princípio o tamanho da bolha é independente do diâmetro do poro de injeção. Esta observação é diferente da realizada para

injeção de gases em líquidos estagnados, onde o tamanho de bolhas aumenta suavemente com o aumento do diâmetro do poro para elevadas taxas de injeção de gás, Thomas *et al.* (1997).



**Figura 3-28: Medida do tamanho da bolha em fluxo transversal de água para diâmetro de poro de injeção igual a 0,4 mm (THOMAS *et al.*, 1997).**



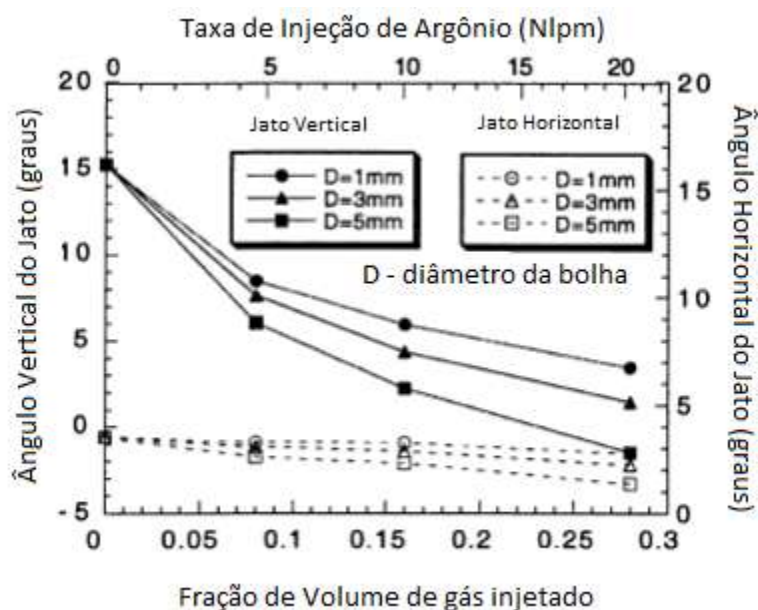
**Figura 3-29: Efeito do tamanho do poro de injeção do gás no tamanho das bolhas para velocidade transversal da água de 0,9m/s (THOMAS *et al.*, 1997).**

Bai e Thomas (2001) investigou o efeito do tamanho da bolha através do aumento do diâmetro da bolha de 1mm para 3 mm e 5mm para uma válvula padrão. Importantes características do fluxo são comparadas na Figura 3-30.

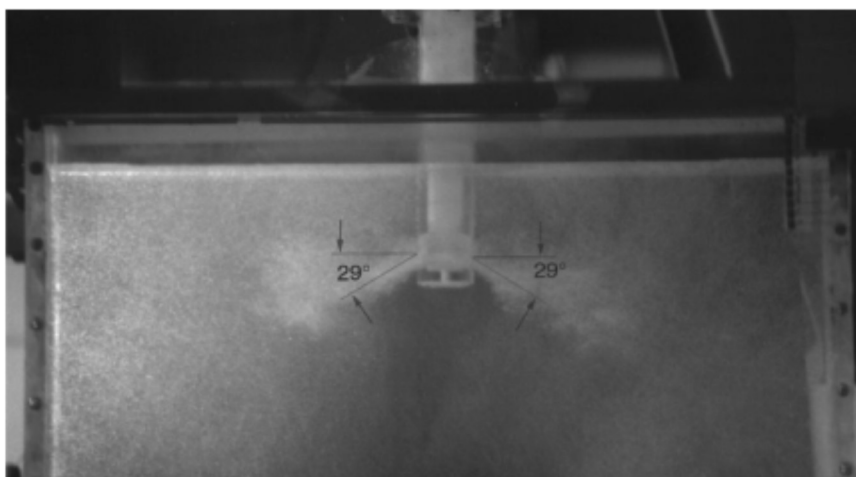
Para Bai e Thomas (Parte II - 2001) bolhas maiores acarretam uma redução do ângulo do jato. Isto seria devido à sua maior fluatibilidade, apesar de serem em menor número para uma dada fração volumétrica de gás. Este efeito se torna mais significativo para maiores taxas de injeção de argônio. Como resultado deste efeito, as variações de tamanho de bolha podem facilmente causar variações do fluxo no molde. O ângulo horizontal do jato aumenta suavemente com o aumento do diâmetro da bolha, enquanto que o ângulo vertical é fortemente afetado pelo diâmetro das bolhas (ver Figura 3-30). Bai e Thomas (Parte I – 2001) valida o modelo matemático através de um modelo físico escala 0,4 (ver Figura 3-31). Bai e Thomas (Parte II – 2001) também observa que bolhas maiores tendem a reduzir o tamanho da zona de recirculação na saída da válvula, mas aumentam a turbulência, especialmente para altas taxas de vazão de gás.

Thomas *et al.* (1997) demonstrou que o tamanho médio da bolha depende principalmente da taxa de injeção de gás, do tamanho do poro na parede interna da válvula e da velocidade descendente do líquido. O tamanho da bolha aumenta e a distribuição de tamanhos torna-se menos uniforme à medida que a velocidade do líquido diminui e a taxa de injeção de gás aumenta. Thomas *et al.* (1994) comprova através de modelo matemático de fluxo com duas fases que o tamanho da bolha afeta o padrão de fluxo no molde.

Bai e Thomas (Parte II - 2001) observou que bolhas grandes tendem a subir imediatamente para a superfície livre, mas bolhas pequenas tendem a seguir o fluxo do líquido e alcançando regiões mais profundas do lingote, onde elas podem ser aprisionadas pela frente de solidificação, liderando as ocorrências de esfoliação e outros defeitos.



**Figura 3-30: Efeito do tamanho da bolha de argônio e a injeção de gás no ângulo horizontal e vertical jato (BAI E THOMAS, Parte II – 2001).**



**Figura 3-31: Modelo em água em escala 0,4 apresenta o padrão de fluxo e ângulo vertical do jato com a válvula de validação (BAI E THOMAS, Parte I – 2001).**

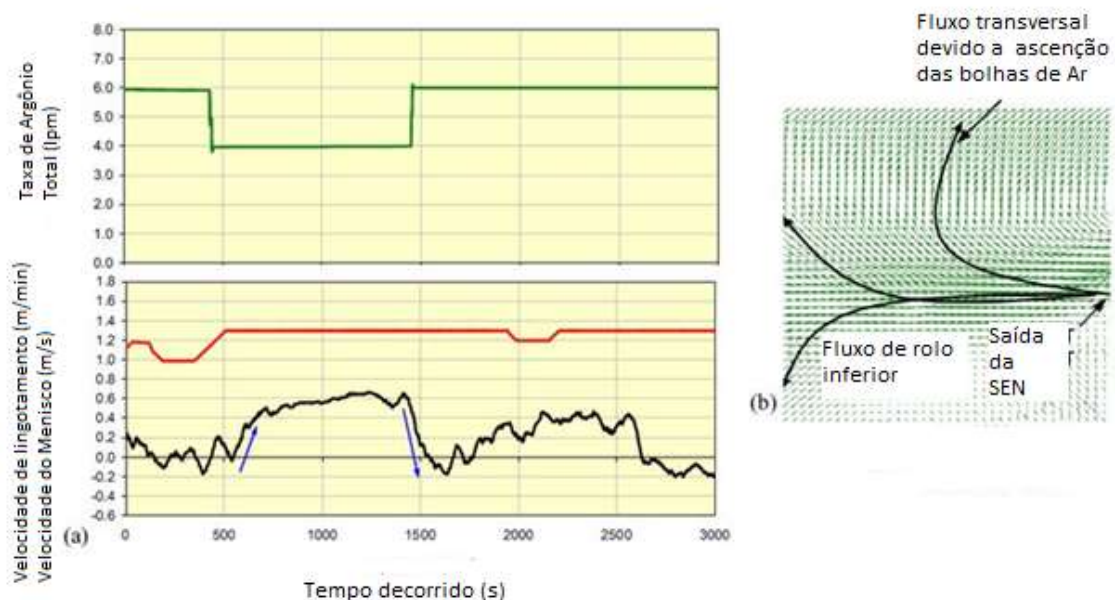
Sengupta *et al* (2011) avaliou o efeito do argônio no molde através do uso de equipamento de medição da velocidade do submenisco (Sub-meniscus Velocity Control – SVC) para uma largura de 1600mm para várias taxas de injeção de Argônio. A profundidade da SEN e a velocidade da máquina de lingotamento foram mantidas aproximadamente constantes. A velocidade estabelecida foi de 1,3m/min.

Como pode ser observado na Figura 3-32 (a) a redução do argônio total de 6L/min para 4L/min aumentou significativamente a velocidade do menisco. A velocidade do menisco foi reduzida



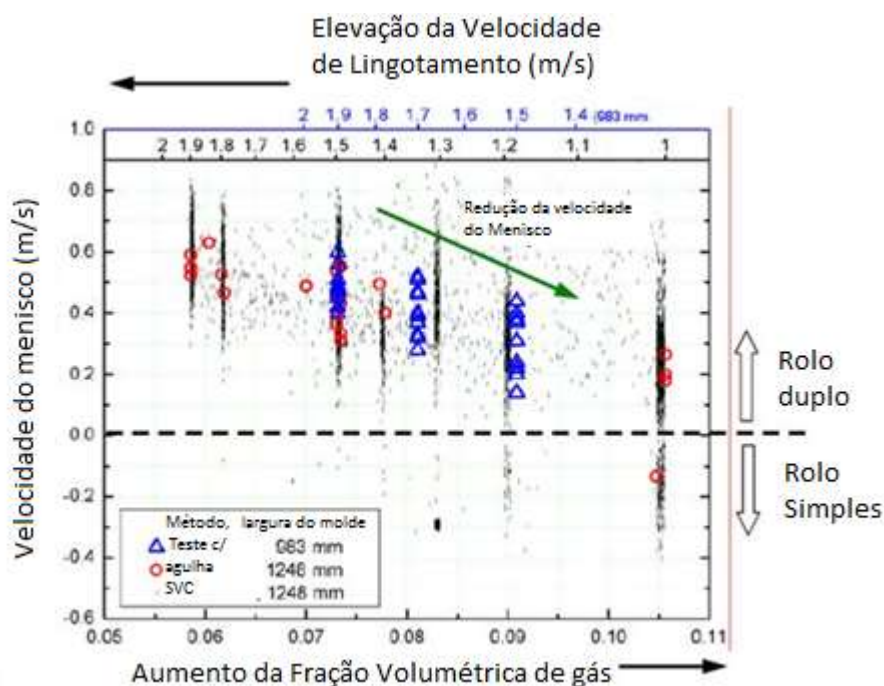
assim que o argônio foi elevado novamente para 6L/min. Este fenômeno pode ser explicado através do modelo físico em água para condições similares de largura e velocidade de lingotamento. A estrutura do fluxo do fluido próximo a SEN foi avaliada e filmada utilizando equipamento para determinação a laser das velocidades das partículas (Particle Velocimetry Image – PIV), como apresentado na Figura 3-32 (b). Fica claro que o forte fluxo ascendente próximo à válvula submersa se reduz quando diminui a vazão de argônio, acarretando no aumento da quantidade de movimento do fluxo de aço no rolo superior (SENGUPTA *et al.*, 2011).

Desta maneira, além de outros fatores, como velocidade de lingotamento e a mudança desta, a taxa de injeção de argônio é outro fator crítico que afeta o padrão de fluxo no molde e a velocidade do menisco. Note-se que embora a vazão de argônio permaneça a mesma para diferentes velocidades de lingotamento, a fração de volume varia com a vazão de aço. Como o gás se expande em altas temperaturas, a taxa de injeção de gás será maior no molde do que na temperatura ambiente. Sengupta calculou a fração do volume de gás através da lei dos gases ideais, utilizando a pressão ferrostática e as temperaturas de saída da válvula. Os resultados são apresentados na Figura 3-33. A redução da velocidade do menisco com o aumento da fração de volume de gás foi confirmada novamente (SENGUPTA *et al.*, 2011).



**Figura 3-32: (a) Dados da variação da velocidade de lingotamento e vazão de argônio, e evolução da medida da velocidade do menisco na Máquina 1 (veio 1). (b) Imagem PIV do modelo em água (SENGUPTA *et al.*, 2011).**





**Figura 3-33: Fração volumétrica de gás (calculada para condição a quente) e seu efeito sobre a velocidade do menisco (SENGUPTA *et al.*, 2011).**

Banderas *et al* (2005) estudou o fluxo bifásico gás-líquido dentro da válvula submersa (SEN) e no molde para placas e a sua influência na região superior do molde. Utilizou um modelo físico (escala 1:2 do molde IMEXSA Steel), gravação de vídeo, simulações matemáticas e analisador de velocidade de partículas por imagens (Particle Image Velocimetry – PIV). Grandes quantidades de gás (razão entre vazões de gás e de líquido) e elevadas velocidades no lingotamento levam ao aumento da quantidade de bolhas e do tamanho destas devido a velocidade do processo de coalescência ser superior ao de ruptura das bolhas. Bolhas acumuladas no fundo da válvula submersa sofrem cisalhamento e ruptura pelas bordas do poço e da saída da válvula e posteriormente são lançadas no molde. Uma vez no molde as bolhas então sofrem um processo de coalescência e ruptura que tem sua cinética definida pela vazão de gás e provavelmente pela distribuição de tamanhos das bolhas na saída da válvula submersa. Neste ponto é necessário salientar que o fenômeno de coalescência mencionado, pode ser na verdade coalescência ou aglomeração de bolhas, ou ambos, uma vez que o analisador de imagem não faz uma clara distinção entre estes. Da mesma forma, quando se trata de processos de ruptura das bolhas, provavelmente, o que é interpretado como tal pode ser também relacionado com a rápida ascendência das bolhas grandes, deixando apenas as bolhas pequenas no campo de visão do “Charged Couple Device” (CCD). Consequentemente, os termos

coalescência e rompimento de bolhas devem ser entendidos com cautela (BANDERAS *et al*, 2005).

Banderas *et al* (2005) comenta que embora não tenha sido determinada quantitativamente a transição borbulhante-anular no interior da SEN, esta foi estimada por meio de observação visual. Naturalmente, esta transição muda radicalmente o padrão de fluxo no molde. O fluxo anular na SEN implica em fluxo estruturalmente acoplado no molde. Sob estas condições, toda a seção transversal da porta se encontra preenchida por uma mistura de duas fases (gás-líquido) que é lançada para dentro do molde. Bolhas de grandes dimensões são formadas e ascendem rapidamente para a superfície do banho e um grande número de pequenas bolhas são formadas, as quais vão estar sujeitas ao processo de coalescência-ruptura durante seu deslocamento, a partir da saída da SEN, até a superfície do banho ou até a face estreita e depois até a superfície do molde. Estas condições correspondem a um fluxo estruturalmente ajustado (Coupled - C) onde ambas as fases, gás e líquido, seguem um caminho similar no molde.

Para avaliar melhor o fenômeno de coalescência e ruptura das bolhas Banderas *et al*. (2005) dividiu uma das seções do molde, arbitrariamente, em quatro zonas como apresentado na Figura 3-34. A primeira zona é adjacente à saída da SEN e a quarta próxima da face estreita do molde.

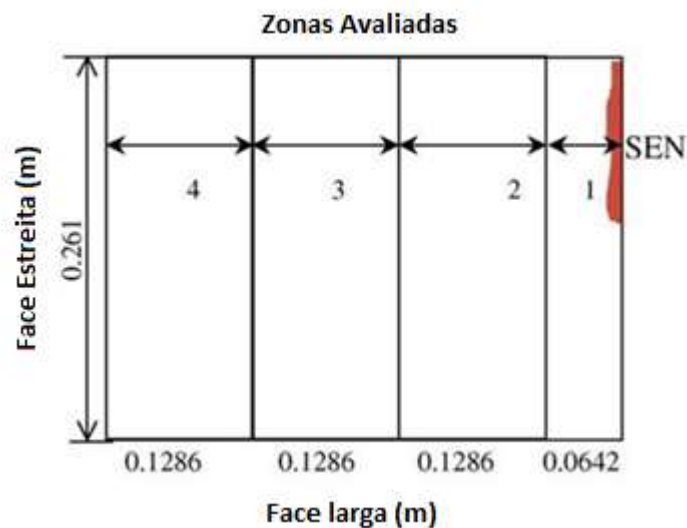


Figura 3-34: Esquema das quatro regiões avaliadas (BANDERAS *et al*, 2005).

O efeito do gás injetado nas quatro zonas para velocidades de lingotamento de 0,8, 1,2 e 1,8 m/min sobre a população das bolhas (calculada pela divisão do número médio de bolhas por frame e a área de cada região) é apresentado nas Figura 3-35 (a-c), respectivamente.

Para baixa vazão de gás e baixa velocidade de lingotamento, Figura 3-35 (a), a população de bolhas é máxima para zonas 1 e se reduz para as zonas 2, 3 e 4. O fluxo é essencialmente desacoplado (NC) ou de transição (T). A população de bolhas permanece praticamente constante, o que indica que elas não sofrem ruptura significativa, uma vez que a quantidade de energia necessária para sua ruptura é maior que a fornecida pela energia cinética da fase líquida. Outro ponto, é que o tamanho das bolhas é muito similar desde a saída da válvula até face estreita do molde. Para vazões mais elevadas de gás o fluxo torna-se estruturalmente acoplado (C). O aumento da quantidade de bolhas pode ser entendido pela condição de ruptura das mesmas durante seu movimento. Desta maneira para baixa velocidade de lingotamento e elevadas vazões de gás, tem-se fluxos mais acoplados com aumento da quantidade de bolhas, enquanto para baixas vazões de gás tem-se fluxos desacoplados com quantidade de bolhas quase constante.

Para velocidades elevadas de lingotamento, independentemente da taxa de injeção de gás, a quantidade de bolhas aumenta da porta da SEN até a face estreita do molde (Figura 3-35 (b) e (c)). Como seria de se esperar, o aumento da quantidade de bolhas é maior para os fluxos estruturalmente acoplados do que estruturalmente desacoplados ou fluxos de transição. Velocidades de lingotamento elevadas irão sempre aumentar a quantidade de bolhas a partir da zona 1 para a zona 4 (BANDERAS *et al*, 2005).

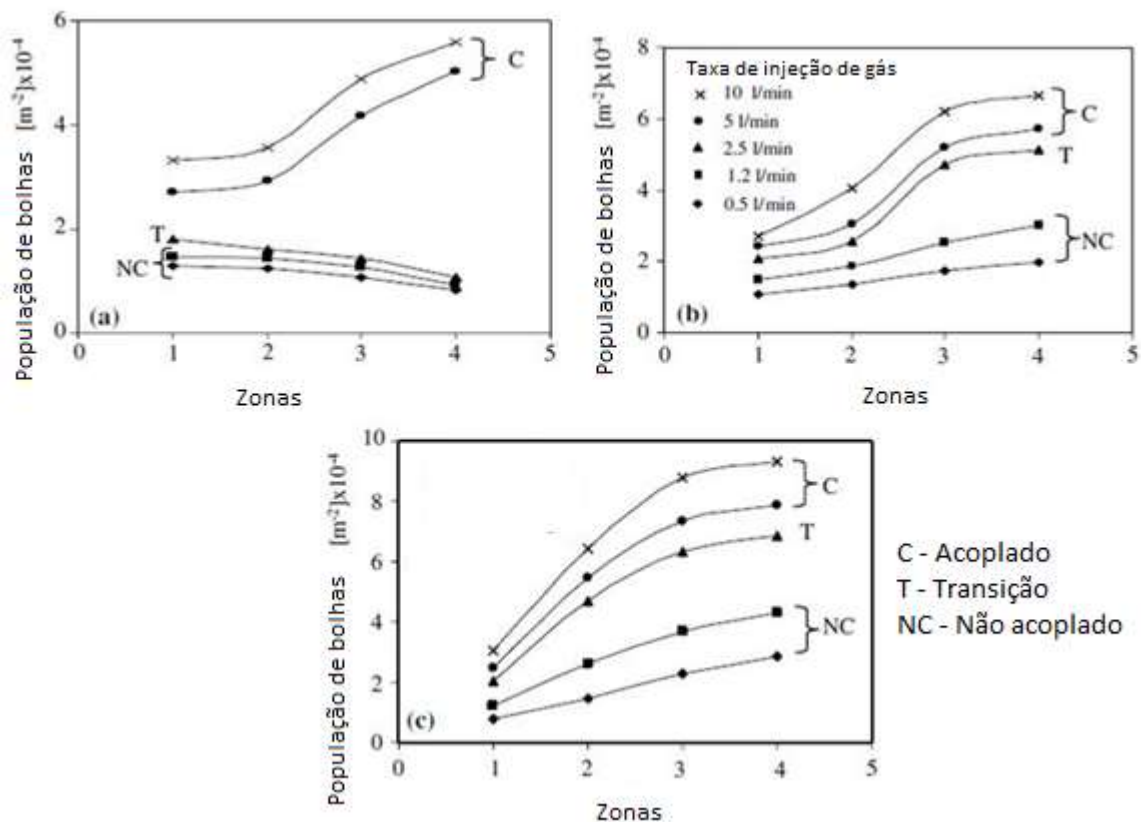
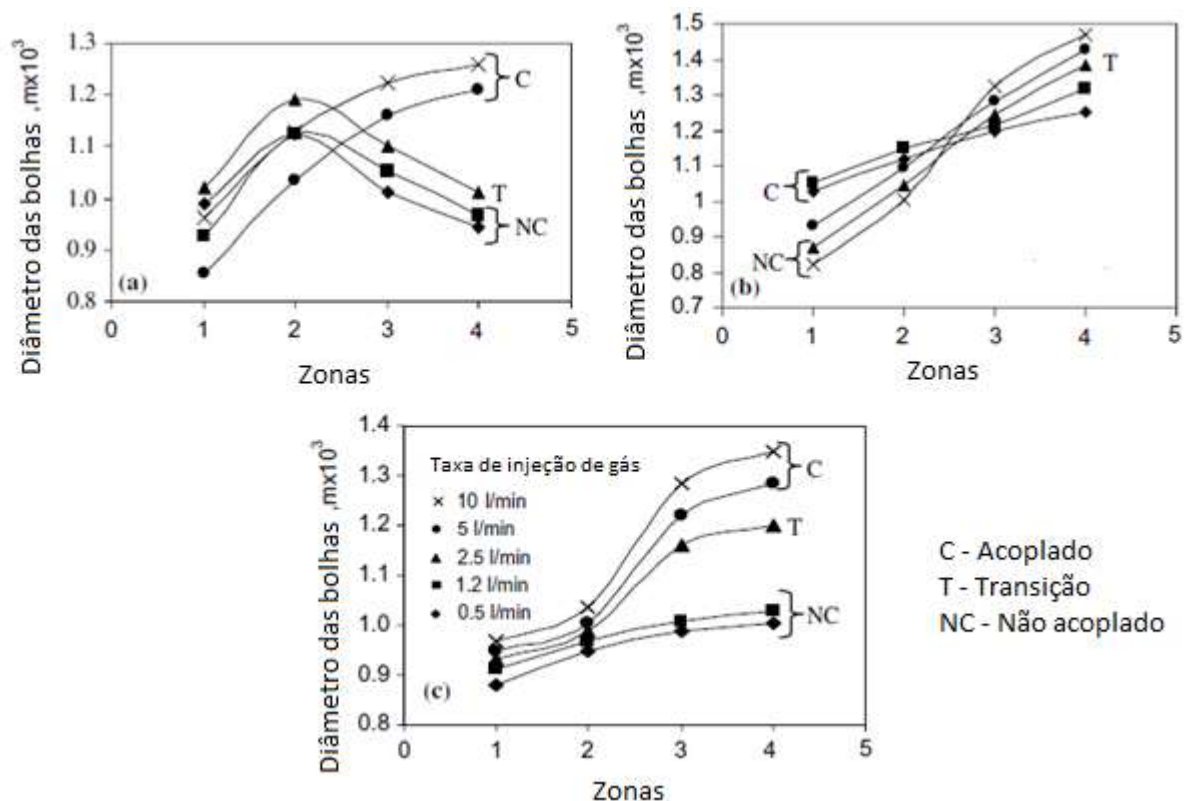


Figura 3-35: Quantidade de bolhas por área para velocidades de lingotamento de (a) 0,8, (b) 1,2 e (c) 1,8 m/min (BANDERAS *et al.*, 2005).

O tamanho das bolhas segue um comportamento complexo para baixas vazões de gás e baixas velocidades lingotamento, como apresentado na Figura 3-36 (a), para uma velocidade de lingotamento de 0,8m/s, o que corresponde a fluxos desacoplados. O tamanho máximo de bolha é observado na zona 2, devido ao processo de coalescimento das bolhas da zona 1, enquanto que na zona 3 e 4 se observa a redução do diâmetro das bolhas devido ao processo dominante ser o de ruptura destas. Para baixas velocidades de lingotamento, o tamanho da bolha aumenta nas zonas 1 e 2, devido ao processo de coalescência, como resultado natural do fluxo de duas fases na SEN. Isto é, a fase gasosa se acumula no fundo da SEN e flui junto com o líquido formando um fluxo tipo torrente com bolhas de grandes dimensões próximas da porta. Entretanto, logo dentro do molde, as forças de arraste rompem estas bolhas de grandes dimensões ou separam os aglomerados de bolhas. Este mecanismo também pode ser aplicado a fluxos de transição com baixa velocidade de lingotamento.



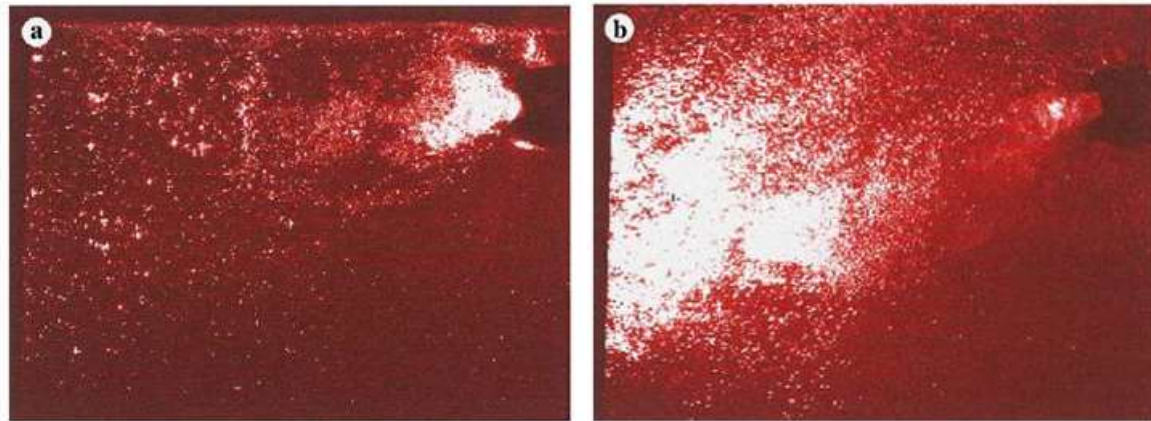
**Figura 3-36: Diâmetro de bolhas para velocidades de lingotamento de (a) 0,8, (b) 1,2 e (c) 1,8 m/min (BANDERAS et al, 2005).**

Para altas velocidades e baixas vazões de gás a mistura (água e gás) sai da válvula em um jato de duas fases intermitente como pode ser observado na Figura 3-37 (a). Ainda no molde, mais perto das paredes estreitas a concentração das bolhas diminui e se reduz a interação entre estas, cessando o mecanismo de coalescimento.

Já para altas velocidades de lingotamento com elevadas taxas de injeção de gás a mistura sai da válvula em um jato contínuo de duas fases como se pode ver na Figura 3-37 (b). Um processo contínuo de coalescência das bolhas, desde a saída da válvula até a face estreita do molde, é observado devido ao aumento significativo da concentração de bolhas no molde, o que promove uma interação intensa entre as bolhas, favorecendo consequentemente este processo.

Para elevada velocidade de lingotamento com elevadas taxas de injeção de gás (estruturalmente desacoplado – NC) a população de bolhas no molde possui pequeno diâmetro próximo à saída da válvula (ver Figura 3-36 b e c), onde a interação entre as bolhas, é menos frequente. O

crescimento inicial das bolhas é reduzido, mas se incrementa firmemente desde a saída da SEN até a face estreita do molde onde se tem a população de bolhas com maiores diâmetros.



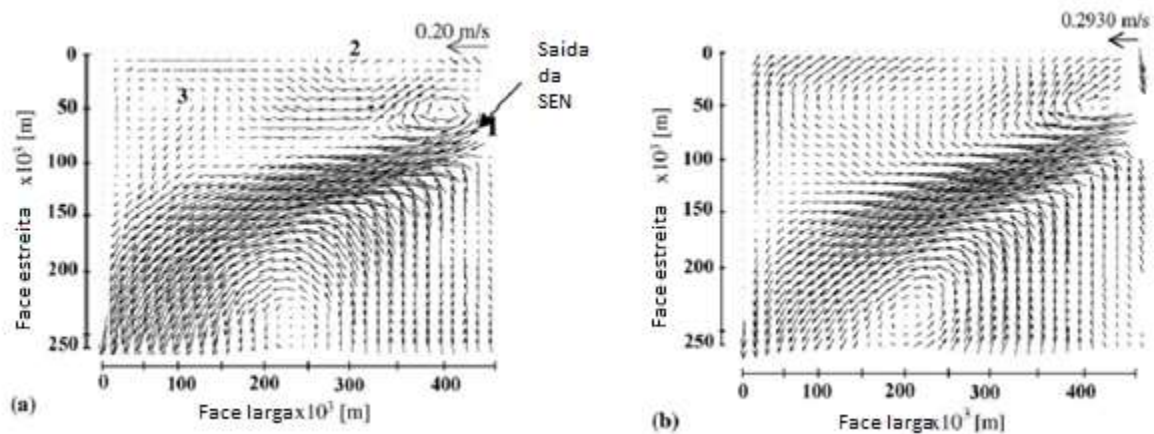
**Figura 3-37: Padrão de fluxo para injeção de  $1,67 \times 10^{-3} \text{ m}^3/\text{s}$  com velocidade de lingotamento (a) de 0,8 m/min (fluxo estruturalmente ajustado) e (b) 1,8 m/min (fluxo estruturalmente ajustado) (BANDERAS *et al*, 2005).**

Fluxos anulares na SEN ou fluxos estruturalmente acoplados no molde, conduzem a oscilações elevadas do nível de aço no molde, com uma grande quantidade de bolhas sendo arrastadas junto com o líquido e grandes volumes de água sendo arrastadas por bolhas em direção à superfície do banho com formação de uma camada de espuma. Estas condições não são adequadas para uma operação estável e segura. Para velocidades elevadas de lingotamento é obvio a existência do processo de coalescência de bolhas, mesmo para fluxos de transição e estruturalmente desacoplados. Naturalmente fluxos estruturalmente acoplados, devido às razões explicadas acima, sempre produzem bolhas maiores próximas à face estreita do que os fluxos estruturalmente desacoplados.

A presença de gás afeta radicalmente o fluxo da fase líquida, como pode ser visto na Figura 3-38, de vetores de campo de velocidade, determinados por medições de PIV através da média 100 imagens, para um fluxo monofásico de água com vazão de 160 L/min, e para fluxo com duas fases, estruturalmente desacoplado, com a mesma vazão de água e com taxa de injeção de gás de 1,2 Nl min. Na Figura 3-38 (a) um vórtice é observado na zona superior da porta da SEN (1), outro vórtice localizado na superfície do banho perto da SEN (2) e um terceiro (3), com menores dimensões, perto da face estreita na parte superior canto esquerdo. Em um fluxo de duas fases (Figura 3-38 (b)) observa-se que uma baixa taxa de injeção de gás é suficiente para eliminar a presença de vórtices na superfície e próximo do canto e que se reduz o vórtice acima

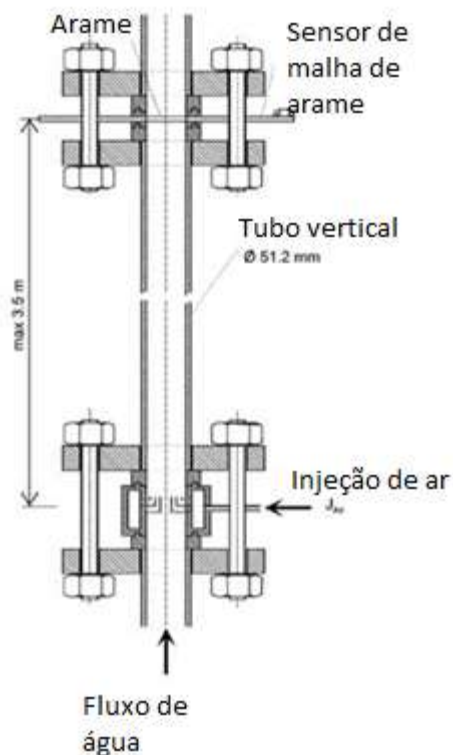


da porta, devido à presença de elevadas forças de flutuação promovida pelas bolhas ascendentes. Trata-se de um resultado positivo devido aos vórtices serem os responsáveis por promover o arrastamento inclusões para o interior do líquido. Este importante resultado conduz a conclusão de que o fluxo estruturalmente desacoplado e de transição pode ser útil, não só para evitar o entupimento, mas também para eliminar vórtices.



**Figura 3-38: Vetores de velocidade determinados via PIV de (a) fluxo monofásico de água (b) fluxo bifásico com taxa de injeção de gás de 1,2Nl/min com velocidade de lingotamento de 1,8m/min (BANDERAS *et al*, 2005).**

Prasser *et al.* (2002) utilizou sensor de malha de arame o qual produz sequências instantâneas de distribuição da fração de gás na seção transversal com uma resolução 1200 quadros por segundo e resolução espacial de 2 a 3 mm. Para velocidades de fluxo moderadas (1 – 2 m/s), a distribuição das bolhas pode ser determinada, desde que cada bolha individualmente é mapeada em várias distribuições sucessivas. O método foi usado para estudar a evolução da distribuição do tamanho de bolha em fluxo vertical de duas fases. Para este propósito, o sensor foi posicionado após o ponto de injeção em posições variadas (Figura 3-39).



**Figura 3-39: Teste da seção vertical equipado com injeção de ar e sensor de malha de arame (PRASSER *et al*, 2002).**

Na Figura 3-40 são apresentados os resultados das medições para baixa vazão de ar, onde a coalescência das bolhas não é um fenômeno significativo. Para este caso o uso exclusivo do dispositivo A com  $D=0,08\text{mm}$  leva a obtenção de bolhas com diâmetros menores que 5,5 mm, enquanto todas as bolhas serão maiores que 5,5 mm quando se utiliza o dispositivo B onde o gás é injetado através de orifícios de 4 mm (Figura 3-40 (a)). No caso de distribuição equidistante dos capilares as bolhas primárias são geradas em toda a seção transversal. No entanto, para uma distância relativa de  $L/D$  (distâncias entre injeção de ar e o sensor de malha de arame) aproximada de 0,6 observa-se um pico pronunciado de fração de gás próximo à parede. Isto é causado pela força de empuxo agindo em direção à parede. No caso do sistema B de injeção forma-se um pico próximo à parede o qual é formado devido à injeção periférica de ar. Neste caso todas as bolhas são maiores que 5,5 mm e a força de empuxo reversa ocasiona um movimento das bolhas para a direção central do tubo. Para  $L/D$  aproximadamente de 60 um pico central é estabelecido (PRASSER *et al*, 2002).



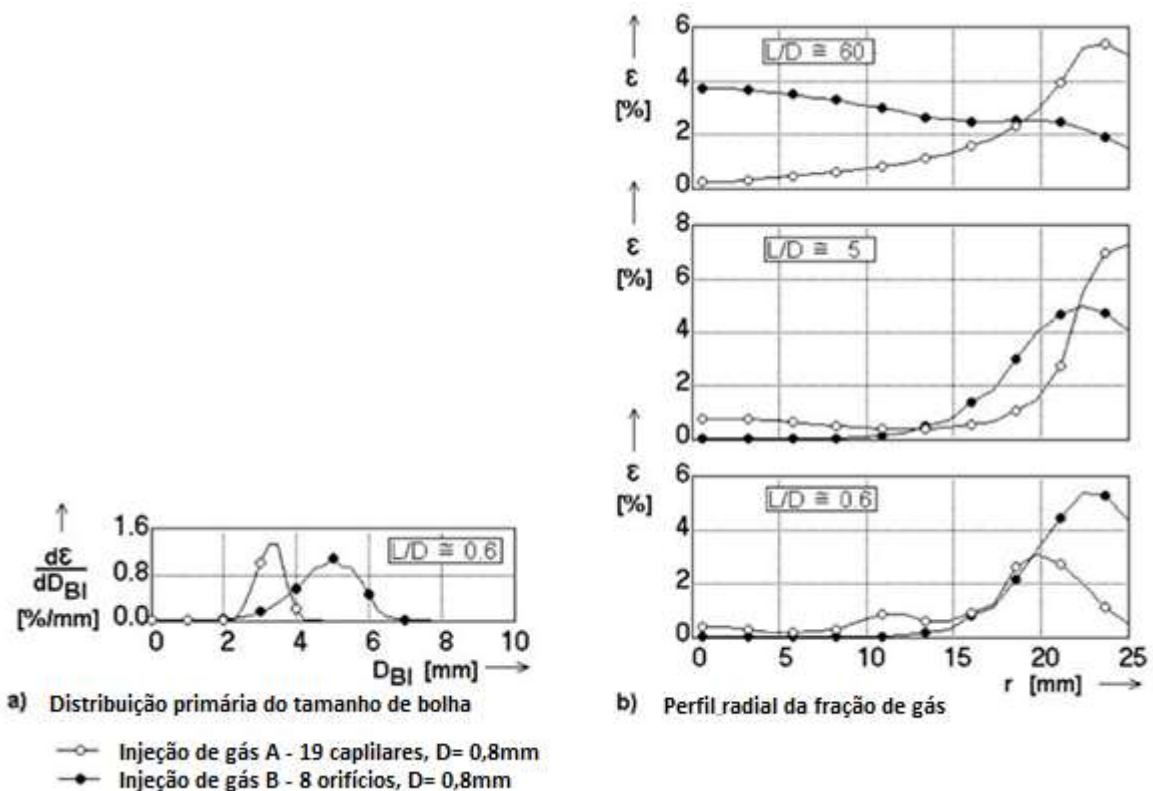
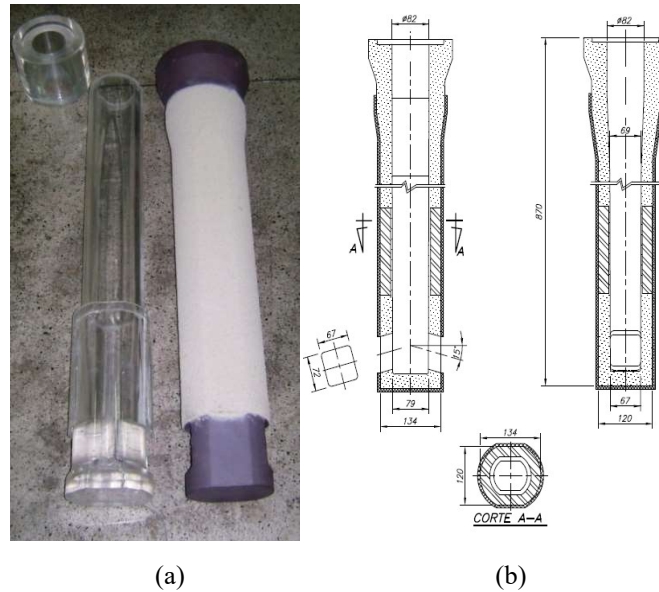


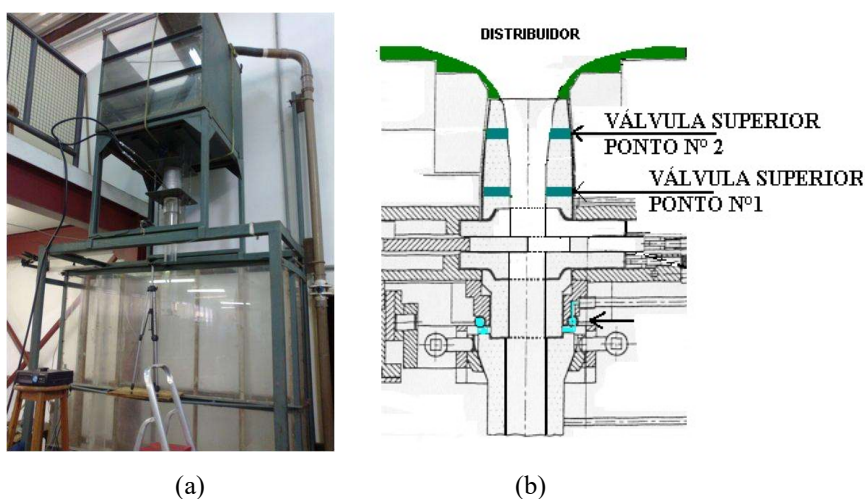
Figura 3-40: Distribuição primária de gás e evolução dos perfis da fração de gás radial para velocidades superficiais de água= 1m/s e ar= 0,02m/s (abstendo do fenômeno de coalescência) (PRASSER *et al*, 2002).

Santos *et al* (2013) desenvolveu estudo para avaliar a distribuição de gás no interior da válvula submersa e do molde utilizando-se modelo físico em água. O modelo em água tinha dimensões em escala industrial, e se utilizou uma réplica em acrílico da válvula submersa (SEN) e duas válvulas superior porosas produzidas para injeção de Argônio em uso industrial. O molde em escala 1:1 foi construído em acrílico com largura de 1260 mm e espessura de 200 mm. O líquido utilizado na simulação foi água a 25°C. Foi construída também uma réplica em acrílico da válvula submersa (Submerged Entry Nozzle - SEN) Figura 3-41. As dimensões internas da peça em acrílico são idênticas às apresentadas na Figura 3-41. (b) e as dimensões externas da base (região que permanece submersa) idênticas ao projeto (Figura 3-41 a).



**Figura 3-41: SEN Construída em Acrílico ao lado da SEN Refratária: (a) Foto; (b) Desenho (SANTOS *et al*, 2013).**

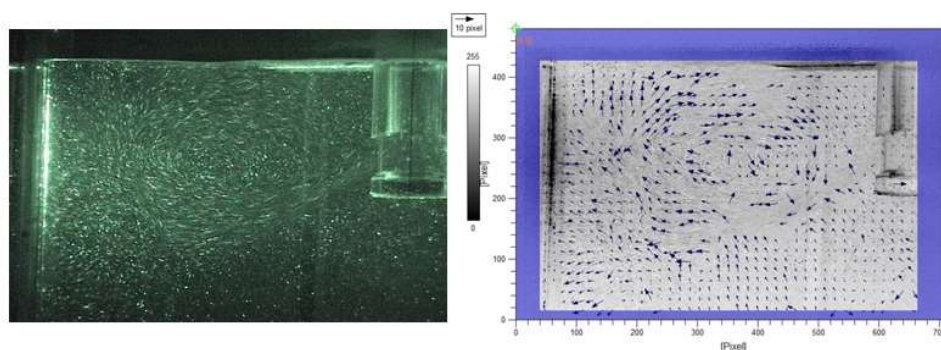
A válvula superior porosa e a válvula em acrílico foram montadas seguindo uma configuração similar à utilizada na montagem do sistema de refratários (Figura 3-42). Contudo, alguns ajustes foram realizados, tais como: a válvula em acrílico foi construída com duas peças, estando uma delas representando a válvula submersa e outra representando o monobloco (ver Figura 3-42 a); o controle de fluxo foi realizado por uma válvula entre o reservatório de água e a válvula superior (Figura 3-42 a) e não por um sistema com placas de válvula gaveta (Figura 3-42 b) (SANTOS *et al*, 2013).



**Figura 3-42: Montagem: (a) modelo em escala 1:1; (b) esquema de refratários para lingotamento contínuo (SANTOS *et al*, 2013).**

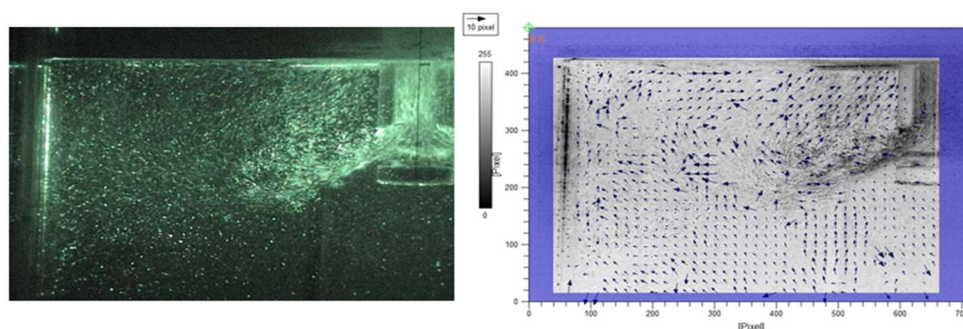
Santos *et al.* (2013) empregou duas vazões de água: 336 l/min e 400 l/min, equivalentes a 2,35 t/min e 2,8 t/min de aço respectivamente, enquanto as vazões de ar foram fixadas em 4, 8, 12 e 16 NI/min. Foram realizadas filmagens da metade do molde com utilização de laser (laser sheet visualization) para determinação do comportamento das bolhas de ar e do fluxo de água no molde. Em alguns experimentos foram adicionadas partículas de SG6 (Goodyear) de mesma densidade da água para explicitar o movimento da água na região do menisco e nas regiões com poucas bolhas de ar. Posteriormente, avaliou-se o comportamento do fluxo de água e das bolhas através do software PIVVIEW para geração dos vetores de movimento.

Santos *et al.* (2013) avaliou o padrão de fluxo no molde (distribuição e trajetória das bolhas; movimentação do líquido) e a influência da combinação entre vazão de líquido e de gás, por exemplo, observou em modelo a formação do fluxo de duplo rolo bem definido para as vazões de 336 L/min e 400l/min, sem injeção de gás. Estas linhas de fluxo foram visualizadas através da adição de partículas de SG6 (Goodyear) e iluminação com plano de laser. A Figura 3-43 apresenta o comportamento do fluxo para 336L/min.

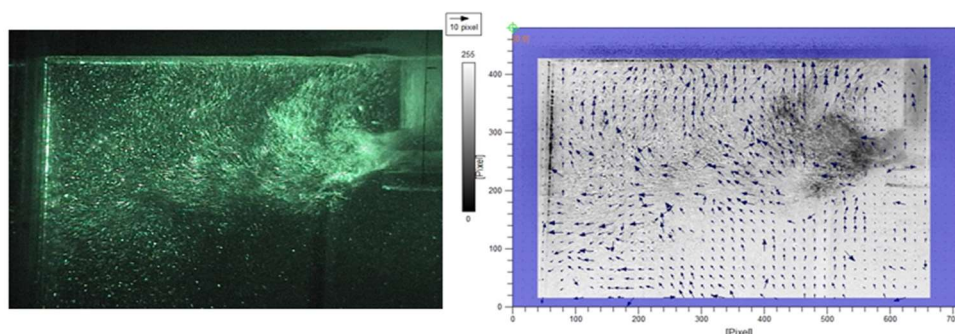


**Figura 3-43: Foto do modelo físico em funcionamento com duplo rolo bem definido: a) 336 L/min de água sem gás; b) Imagem de vetores gerados pelo software PIVVIEW para o caso de 336 L/min de água sem gás (SANTOS *et al.*, 2013).**

Santos *et al.* (2013) observou que para a vazão de 336 L/min com vazão de ar de 4NI/min pode-se observar a existência do fluxo duplo rolo (Figura 3-44). Contudo, para as vazões de ar de 8, 12 e 16 NI/min, observa-se que o fluxo duplo rolo fica prejudicado pelo fluxo de ar, que tende a determinar um fluxo ascendente próximo a saída da válvula, sendo este mais intenso e mais próximo da válvula para as vazões mais elevadas de ar como 12 NI/min (Figura 3-45). Conforme já mencionado, o padrão de fluxo no molde se mostra fortemente influenciado pela combinação entre vazão de líquido e de gás (THOMAS *et al.*, 1997).



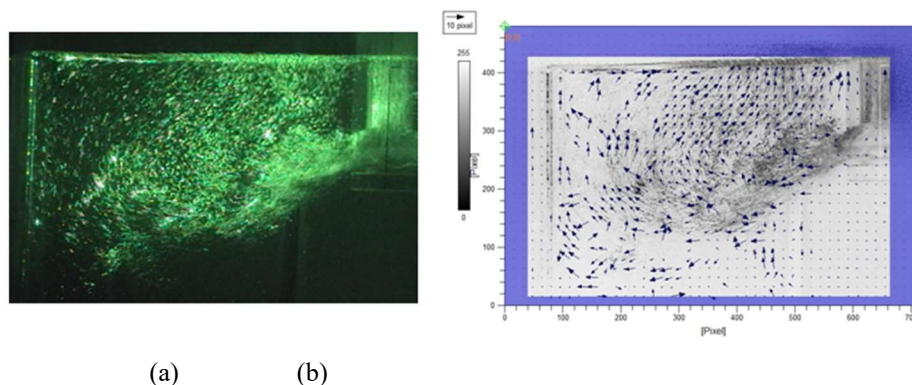
**Figura 3-44:** Foto do modelo físico em funcionamento com duplo rolo bem definido: a) 336 L/min de água e 4 Nl/min de ar; b) Imagem de vetores gerados pelo software PIVVIEW para o caso de 336 L/min de água e 4 Nl/min de ar (SANTOS *et al.*, 2013).



**Figura 3-45:** Foto do modelo físico em funcionamento com duplo rolo modificado: a) 336 L/min de água e 12 Nl/min de ar; b) Imagem de vetores gerados pelo software PIVVIEW para o caso de 336 L/min de água e 12 Nl/min de ar (Santos *et al.*, 2013).

Para a vazão de 400 l/min, observa-se o fluxo duplo rolo no molde para todas as vazões de ar (4, 8, 12 e 16 Nl/min). Na Figura 3-46, referente à vazão de água de 400 L/min e 12 Nl/min de ar, percebe-se que o gás é levado até a lateral do molde e que se distribui de uma maneira muito mais homogênea, ao contrário do observado em vazões inferiores de líquido, 336 l/min. A análise das imagens geradas via software PIVVIEW para as condições mencionadas, mostra claramente a formação do fluxo em duplo rolo. Em relação à vazão de 336 l/min, uma situação que não se observa para a vazão de 400 l/min, é a formação de bolhas com diâmetros maiores na saída da válvula (Santos *et al.*, 2013). Entende-se que a maior vazão gera uma maior turbulência, o que não permite a aglomeração do gás em bolhas maiores. Para vazões maiores de água, espera-se uma redução no tamanho das bolhas (YUAN *et al.*, 2008; SUZUKI *et al.*, 2003).



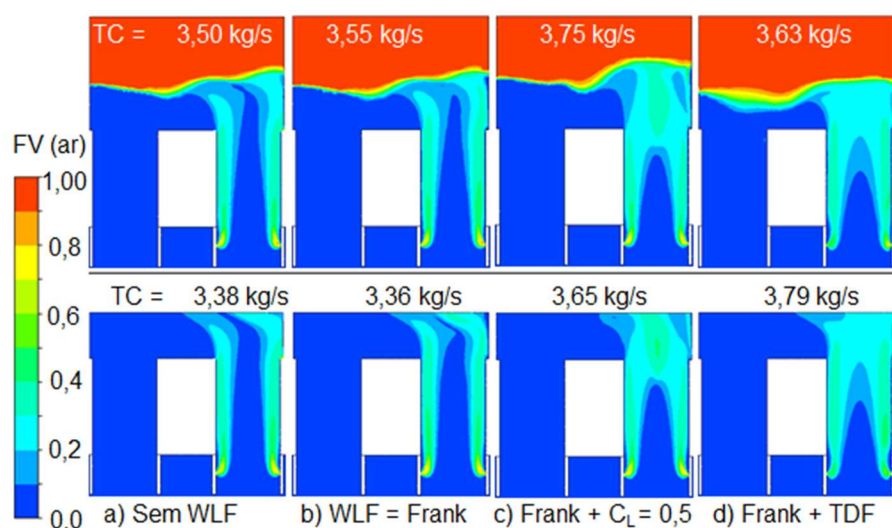


**Figura 3-46: Foto do modelo físico em funcionamento: a) 400 L/min de água e 12NI/min de ar; b) Imagem de vetores gerados pelo software PIVVIEW para o caso de 400 L/min de água e 12NI/min de ar (SANTOS *et al.*, 2013).**

Para o uso de válvula superior toda porosa ou válvula superior com inserto denso tendo dupla seção porosa, não se observou na válvula submersa ou no molde (simulação em água), diferença perceptível entre os diâmetros de bolha e o fluxo da fase líquida. Já para a vazão de 336 L/min de água, somente se mantém o fluxo duplo rolo no molde para baixa vazão de gás (4NI/min). Nas outras vazões de gás, 8, 12 e 16NI/min, o processo de coalescência de bolhas no fundo e na porta da SEN é predominante. Isto acarreta bolhas com diâmetros maiores e consequentemente um fluxo ascendente destas bolhas próximo à saída da SEN, prejudicando o processo de formação do duplo rolo e gerando regiões de baixa velocidade de menisco e espumação na superfície do molde. Enquanto que para a vazão de 400 L/min de água, o fluxo de duplo rolo se mantém para todas as vazões de gás avaliadas, 4, 8, 12 e 16 NI/min com boas condições operacionais (velocidade de menisco, diâmetro de bolhas e fluxo de aço na parede estreita do molde) (SANTOS *et al.*, 2013).

### 3.4 Modelamento Matemático – Lingotamento Contínuo de Placas

Peixoto *et al.* (2017) avaliou via modelo matemático do reator RH, a penetração do gás no líquido na perna de subida, a distribuição do gás injetado e de maneira a se obter uma previsão confiável da taxa de circulação do líquido entre a câmara de vácuo e a panela. O trabalho foi desenvolvido através de simulações numéricas via CFX, e investigou o efeito das forças de arraste, de sustentação, de lubrificação da parede, de dispersão turbulenta e de massa virtual. A distribuição do gás na perna de subida e os valores de taxa de circulação previstos via CFX foram validados com resultados de modelo físico (Figura 3-47).



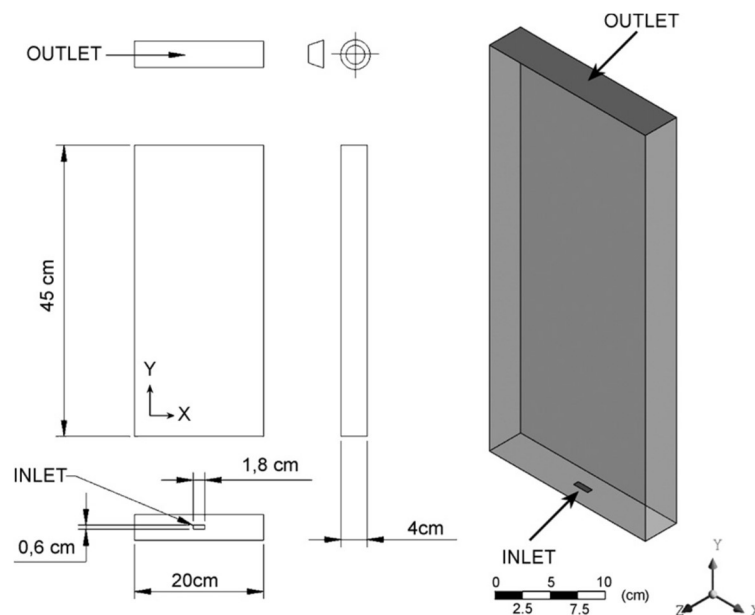
**Figura 3-47: Influência das forças arraste e não arraste sobre a penetração do gás no fluxo ascendente de líquido; combinação de  $CD = 0,44$ ,  $CVMF = 0,3$  e: (a) sem WLF; (b) WLF = modelo de Frank; (c) WLF +  $CL=0,5$ ; (d) WLF + TDF. Imersão das pernas 60mm, vazão de gás 110l/min (PEIXOTO *et al*, 2017).**

No trabalho de Peixoto *et al.* (2018), os resultados de simulação matemática com incorporação das forças de não arraste demonstraram que: a força de massa virtual foi responsável pelo aumento da penetração do gás próxima a zona de injeção do gás, na perna de subida, sendo que os melhores resultados obtidos com  $CVMF$  igual a 0,25, que a força de sustentação é importante para aumentar a penetração do gás no fluxo de líquido nas regiões superiores da perna, o efeito da força de dispersão turbulenta foi significativo sobre a penetração do gás nas regiões superiores da perna de subida e sobre a taxa de circulação do líquido, enquanto a força de sustentação teve efeito inferior às demais forças e, portanto foi negligenciada.

Díaz *et al.* (2008) por sua vez, estudou via modelo computacional baseado em uma abordagem euleriana-euleriana a simulação do fluxo bifásico transitório em uma coluna de bolha parcialmente aerada retangular. Velocidades de gás superficiais (UG) variando de 0,24 a 2,30 cm/s foram utilizadas nos experimentos e simulações. Os resultados calculados foram verificados comparando-os com dados experimentais, incluindo medidas de sustentação do gás, período de oscilação da pluma e diâmetro médio da bolha. O estudo apresenta o efeito do refinamento da malha, da seleção temporal e do modelo físico, este último considerando o papel da distribuição do tamanho da bolha e das forças de não resistência, nos resultados computacionais. A representação de populações de bolhas foi definida usando múltiplos grupos de tamanho (modelo MUSIG) em vez de um único grupo, o que melhora a previsão dos parâmetros experimentais em estudo. Adicionalmente, os resultados obtidos após a inclusão da

força de massa virtual não se diferenciaram consideravelmente dos obtidos incluindo apenas a força de arraste. Ao contrário, como consequência da introdução da força de sustentação no modelo, a retenção de gás é superestimada e uma oscilação de pluma de bolha não simétrica aparece, um fato que não é observado experimentalmente.

A montagem experimental inclui uma coluna de bolha PMMA (polimetilmetacrilato) de 0,2m, 1,8m de altura e 0,04m de profundidade (Figura 3-48). A coluna foi preenchida com água ( $H = 45$  cm) à temperatura ambiente e à pressão atmosférica, enquanto o ar foi injetado a partir da câmara de gás através de um aspersor de alumínio (oito orifícios centrados de 1 mm de diâmetro e 6 mm de distância). Esta configuração de coluna demonstrou ser adequada ao experimento, uma vez que os vórtices líquidos gerados pelas plumas de bolhas são um fator favorável para a mistura e, portanto, para acelerar todos os processos de transporte (Díaz *et al.*, 2008). A UG foi variada de 0,24 a 2,13 cm/s por meio da combinação apropriada de medidores de vazão volumétricos. Esta faixa de valores de UG permitiu o estudo de diferentes regimes de fluxo.



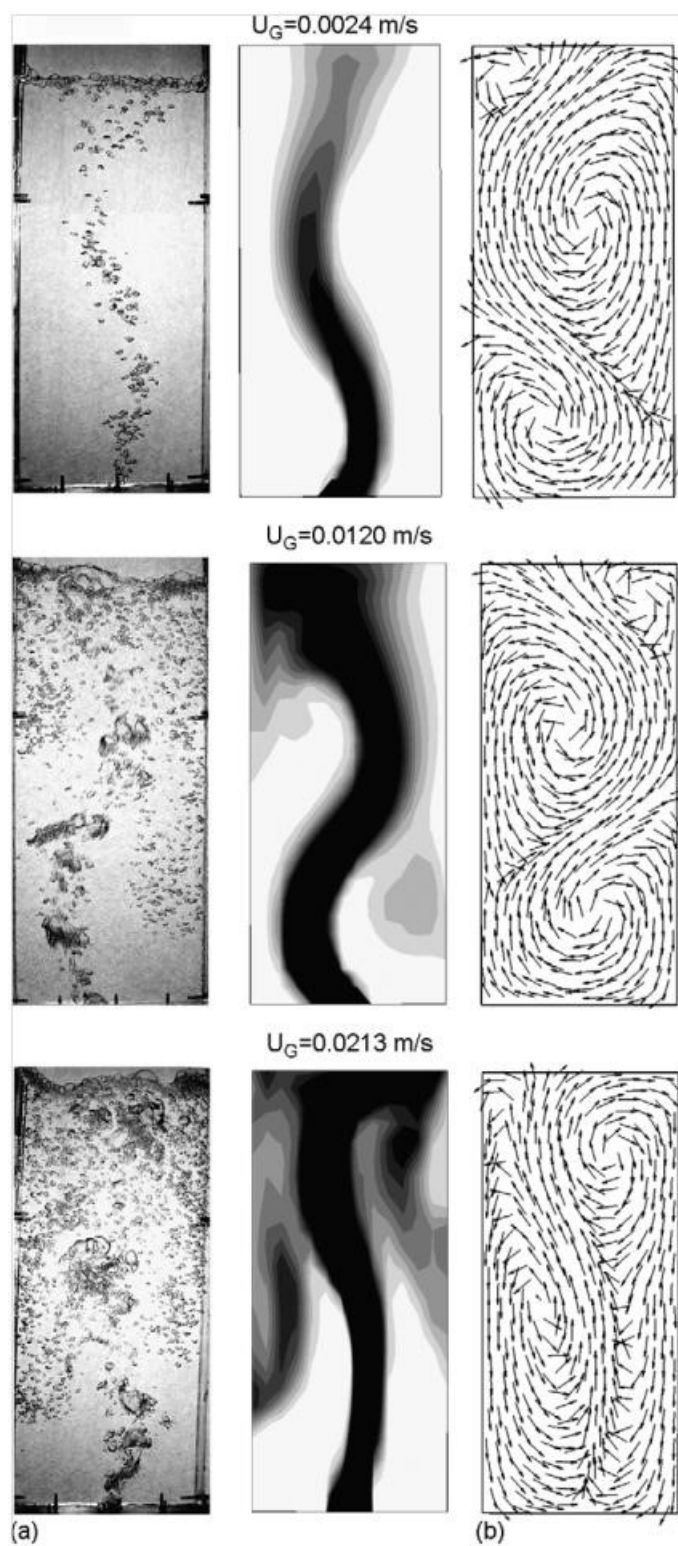
**Figura 3-48: Geometria da coluna de bolhas. (a) Dimensões e (b) representação 3D (DÍAZ *et al.*, 2008).**

Díaz *et al.* (2008) realizou a validação das simulações numéricas com base em três conjuntos de resultados experimentais (Figura 3-49):

- i. Observações visuais: a validação qualitativa dos resultados numéricos é realizada por meio de imagens obtidas por meio de um sistema de vídeo digital que consiste em uma câmera digital e uma luz de halogênio de 500W.

- ii. Suspensão geral do gás e oscilação da pluma: a validação quantitativa dos resultados numéricos baseia-se na série temporal de pressão obtida por meio de dois sensores piezo-resistivos (Keller PR35X, 0-200 e 0-500mbar com uma resolução de 0,002 % da escala completa) embutida na parede lateral da coluna. O cálculo da suspensão global de gás baseia-se no conhecido método manométrico que considera a diferença de pressão estática entre dois sensores de pressão. Por outro lado, o cálculo da oscilação da pluma média foi realizado por meio da transformação da série temporal de pressão do domínio do tempo para o domínio da frequência e a identificação subsequente da frequência característica do pico na banda de baixa frequência (0-1 Hz).
- iii. Diâmetro médio de Sauter da bolha: a validação quantitativa dos resultados numéricos obtidos a partir do modelo de múltiplas bolhas é baseada na determinação experimental da distribuição do tamanho da bolha. Um sistema de imagem de vídeo que consiste em uma câmera digital de alta velocidade (Redlake MotionScope PCI® 1000s) e uma luz de halogênio de 500W é usado para essa finalidade. Vários quadros são selecionados para cada valor de UG. Após a manipulação dos quadros obtidos por meio de um software de processamento de imagem, o diâmetro médio da bolha foi calculado.





**Figura 3-49: Instantâneos do fluxo gás-líquido na coluna de bolhas em diferentes valores de  $U_G$ . (a) Experimental; (b) computacional. Da esquerda para a direita: distribuição concentração de gás distribuídas em 10 contornos sendo 0 (branco);  $> 0,1$  (preto). Campo de velocidade superficial da água (setas normalizadas) (DÍAZ *et al.*, 2007).**

A Figura 3-49 apresenta instantâneos do fluxo gás-líquido na coluna de bolhas em diferentes valores de UG. (a) Experimental; (b) computacional. Da esquerda para a direita: distribuição concentração de gás distribuídas em 10 contornos sendo 0 (branco);  $> 0,1$  (preto). Campo de velocidade superficial da água (setas normalizadas) (DÍAZ *et al.*, 2007).

A dinâmica do fluxo gás-líquido em uma coluna de bolhas retangular foi estudada por meio de simulações. O modelo de referência considerou uma distribuição de tamanho de múltiplas bolhas, consistindo em 10 grupos de bolhas de diâmetros mínimo e máximo de 1 e 10 mm, respectivamente, e somente a força de arraste na troca de momento entre fases. A validação qualitativa do modelo proposto foi baseada em imagens processadas do fluxo gás-líquido na coluna de bolhas. A validação quantitativa foi baseada na comparação entre resultados experimentais e os simulados de três parâmetros essenciais na hidrodinâmica deste tipo de fluxo bifásico: o arraste global do gás (obtido por meio do método manométrico), o período de oscilação de pluma (obtido por série temporal das flutuações de pressão da parede) e a distribuição do tamanho da bolha (obtida pela avaliação de imagens). Para estudar alternativas ao modelo de referência descrito acima, duas modificações foram introduzidas. Primeiro, o tamanho de várias bolhas foi substituído por uma distribuição de tamanho de bolha única e os resultados foram comparados. Segundo as forças de não arraste (massa virtual e forças de sustentação) foram incluídas e, novamente, os resultados foram comparados ao modelo de referência (DÍAZ *et al.*, 2007).

Os resultados apresentados por Díaz *et al.* (2007) revelam que, qualitativamente, o modelo reproduz o tipo de fluxo gás-líquido observado na coluna de bolhas, ou seja, o fluxo das três regiões. O modelo prevê as regiões de pluma de bolha descendente, de vórtice e central, bem como o movimento oscilante da pluma que foi distinguido visualmente. Adicionalmente, a evolução experimentalmente observada da aeração na coluna de bolhas com UG está de acordo com os resultados calculados. Quantitativamente, tanto o gás global como o de ascendência da pluma são razoavelmente reproduzidos pelas simulações com erros relativos (em valor absoluto) que oscilam entre 0-9 e 0-22%, respectivamente. Quando os resultados obtidos com um modelo de distribuição de tamanho múltiplo são comparados com os resultados obtidos usando a distribuição de tamanho de bolha única, pode-se dizer que a maioria das previsões obtidas com o modelo posterior resultam em erros relativos maiores, especialmente em valores mais altos de UG. No entanto, nas velocidades superficiais de gás superficiais ( $UG = 0,24$  e  $0,71$  cm/s), precisamente quando os fenômenos de coalescência e quebra são menos

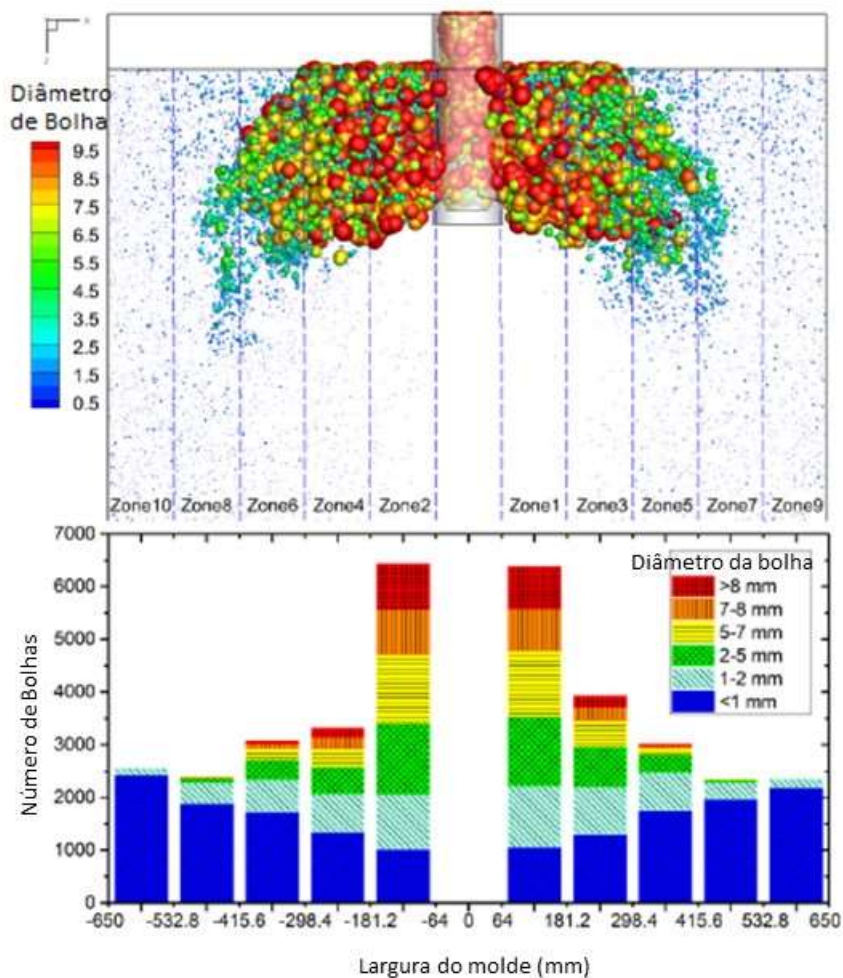
importantes, o modelo monodisperso gera valores mais próximos dos dados experimentais. Os resultados experimentais obtidos para o diâmetro Sauter médio global revelam a existência de uma velocidade de gás superficial ( $UG \approx 1,20$  cm/s) que separa duas regiões: uma região na qual predomina a coalescência (em baixa UG) e uma segunda região na qual a frequência de ocorrência de coalescência e fenômenos de ruptura são nivelados. O diâmetro de Sauter obtido por meio das simulações está de acordo com os resultados experimentais em valores de UG iguais ou maiores a 1,20 cm/s. Em valores mais baixos de UG, a concordância entre dados experimentais e calculados torna-se mais pobre e, portanto, os modelos de ruptura e coalescência usados nestas simulações não são capazes de reproduzir com precisão a frequência de ocorrência desses fenômenos.

A consideração de forças de arraste resultou em duas conclusões diferentes. A força de massa virtual não tem um efeito considerável sobre os resultados em qualquer um dos valores estudados de UG, enquanto a força de sustentação tem efeitos negativos notáveis nos parâmetros calculados nos maiores valores de UG, nos quais é considerado o de maior efeito. O consumo global de gás calculado e o período de oscilação de pluma, bem como os resultados tempo médio e os resultados dependentes do tempo diferem consideravelmente dos resultados experimentais. Diferentes coeficientes de força de sustentação podem ser usados em estudos futuros para determinar os valores adequados em valores particulares de UG e tamanho da bolha (DÍAZ *et al.*, 2007).

Chen *et al.* (2018) desenvolveu modelo tridimensional acoplado, incluindo o modelo de simulação por grandes redemoinhos, o modelo de fase discreta Lagrangiana e o modelo multifásico VOF, foi desenvolvido para investigar o fluxo bifásico transitório e a distribuição de bolhas no veio de lingotamento contínuo. Foi adotado um modelo de acoplamento bidirecional, incluindo o efeito da força de arraste, força de sustentação, força de massa virtual e força de gradiente de pressão. A força de sustentação foi adicionada através da função definida pelo usuário. Foi empregada uma base de distribuição de tamanho de bolha de Rosin-Rammler no modelo de água. Os resultados mostram que o efeito da força de sustentação não pode ser ignorado durante o cálculo do fluxo bifásico de aço e argônio. Somente as bolhas menores que 2 mm seriam trazidas para perto da face estreita. Com o aumento da taxa de vazão de argônio, a transformação do padrão de fluxo do rolo duplo para o fluxo complexo e do rolo único foi prevista com sucesso.

Foram comparados quatro modelos diferentes de turbulência, incluindo o modelo **k-ε** padrão, transporte de tensão de cisalhamento (SST), modelo de tensão de Reynolds (RSM) e simulação por grandes redemoinhos (LES). As diferentes forças interfaciais (arraste e não arraste, sustentação, massa virtual, lubrificação de parede e força de dispersão turbulenta) foram investigadas.

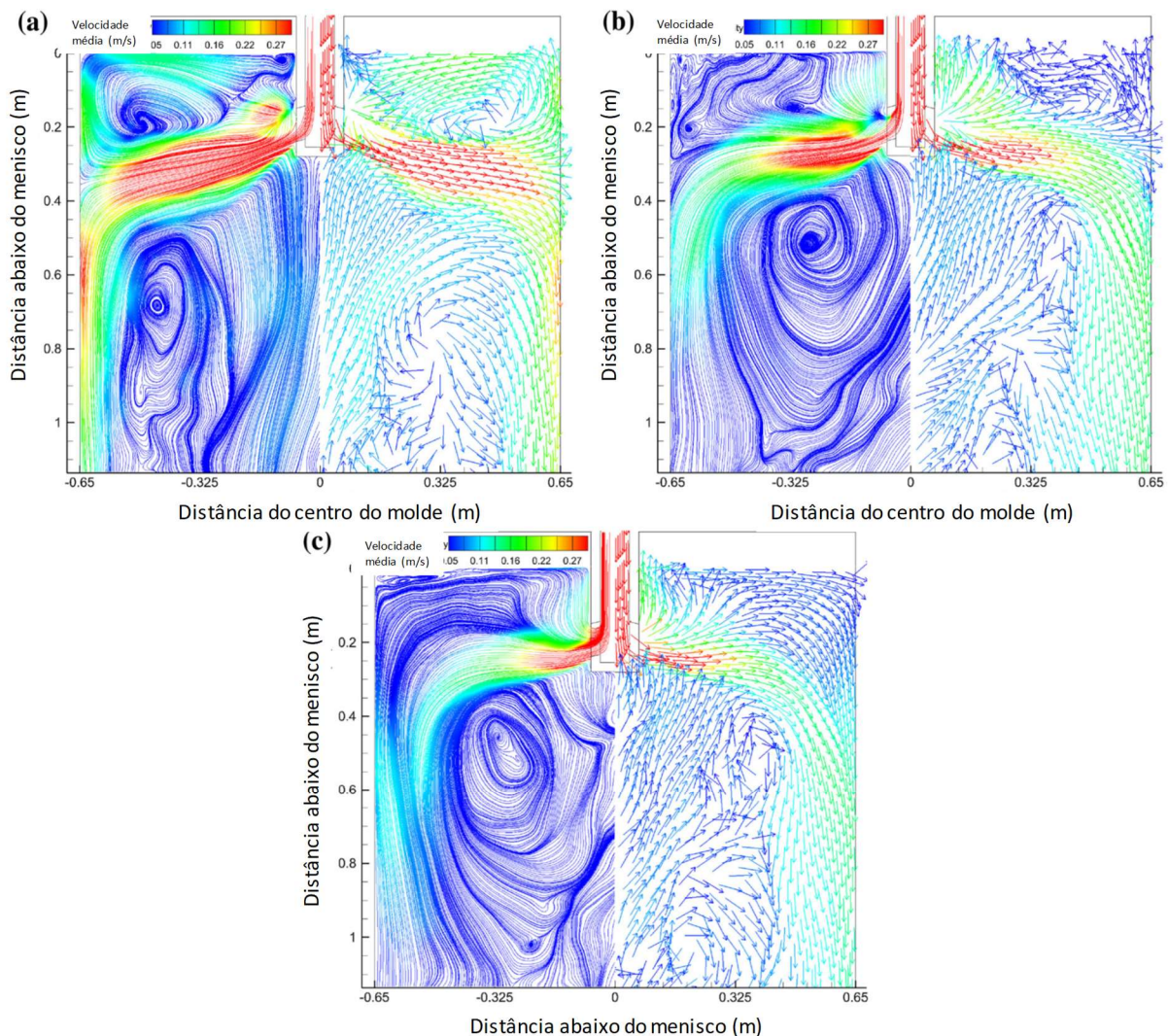
A Figura 3-50 mostra a distribuição da bolha no veio de lingotamento contínuo com a influência da força de sustentação. A vazão de argônio foi de 10 L/min (à quente). O molde foi dividido em 10 zonas para contar a distribuição da bolha na direção da largura do molde. Pode-se observar que o número de bolhas menores que 1 mm aumenta gradualmente do bico para a superfície estreita, mas o número de bolhas diminui do bico para a face estreita quando a bolha é maior que 1 mm. O movimento de pequenas bolhas foi controlado principalmente pelo fluxo do aço líquido, que é então transportado pelo aço para a região profunda do molde. No entanto, as grandes bolhas subiram rapidamente para a superfície superior devido à maior flutuabilidade. Como mostrado na Figura 3-50, somente as bolhas menores que 2 mm seriam aproximadas da face estreita, que podem ser capturadas pela casca solidificada para formar defeitos (CHEN *et al.*, 2018).



**Figura 3-50:** Estatísticas da distribuição das bolhas ao longo da direção da largura do molde com vazão de argônio de 10 L / min (quente) e considerando a influência da força de sustentação (CHEN *et al.*, 2018).

Chen *et al.* (2018) comenta e demonstra que o padrão de fluxo no molde é afetado principalmente pelos parâmetros do processo de lingotamento, como a vazão de argônio, a seção de lingotamento, a velocidade de lingotamento, a geometria da SEN, a profundidade de imersão e assim por diante. A influência da vazão de argônio no padrão de fluxo é mais significativa, por exemplo, baixa taxa de injeção de gás argônio tem mais tendência a formar duplo rolo, enquanto taxa mais elevadas aumentam o volume da fração de gás e o número de bolhas no fluxo do jato modificando-o para produzir um único fluxo de rolo. Com o aumento da vazão de argônio, o padrão de fluxo evoluirá através de três padrões de fluxo distintos, rolo duplo, rolo complexo e único. A Figura 3-51 mostra o efeito da vazão de argônio (quente) no padrão de fluxo. O lado esquerdo de cada figura (Figura 3-51) apresenta o campo de fluxo (valores médios) e o lado direito a distribuição do vetor de velocidade média. O rolo duplo normal foi formado com a taxa de fluxo de gás de 10 L/min (quente). Quando a vazão de gás

foi aumentada para 30,6 L/min (quente) e 61,2 L/min (quente), o padrão de fluxo passa de duplo rolo para fluxo complexo e depois para rolo único, respectivamente. A flutuação das bolhas em direção ao menisco modifica o movimento ascendente do aço líquido nas proximidades da saída da SEN, especialmente bolhas maiores. O fluxo complexo e o rolo único tendem a causar mais defeitos, tipo *slivers* e *pencil pipe*, que o duplo rolo, devido a velocidade descendente ao longo da parede solidificada próxima ao menisco. Portanto, a vazão de argônio deve ser controlada dentro de uma faixa adequada para impedir a formação de fluxo complexo e padrão de fluxo de rolo único.



**Figura 3-51: Efeito da vazão de argônio (quente) na condição de vazão d argônio, a) 10 L/min, (b) 30,6 L/min, e (c) 61,2 L/min (CHEN *et al.*, 2018).**

Cho e Thomas (2019) e Liu *et al.* (2016) realizaram simulações físicas e matemáticas usando um modelo de água em escala de 1/4, a fim de investigar o comportamento das bolhas de



argônio e a distribuição de tamanhos típicos da operação de vazamento contínuo de placas. Como o gás argônio injetado no aço líquido é afetado pela alta temperatura do aço e pela pressão na saída do canal na posição da válvula superior, os efeitos da expansão de gás são discutidos em detalhes por ambos os autores.

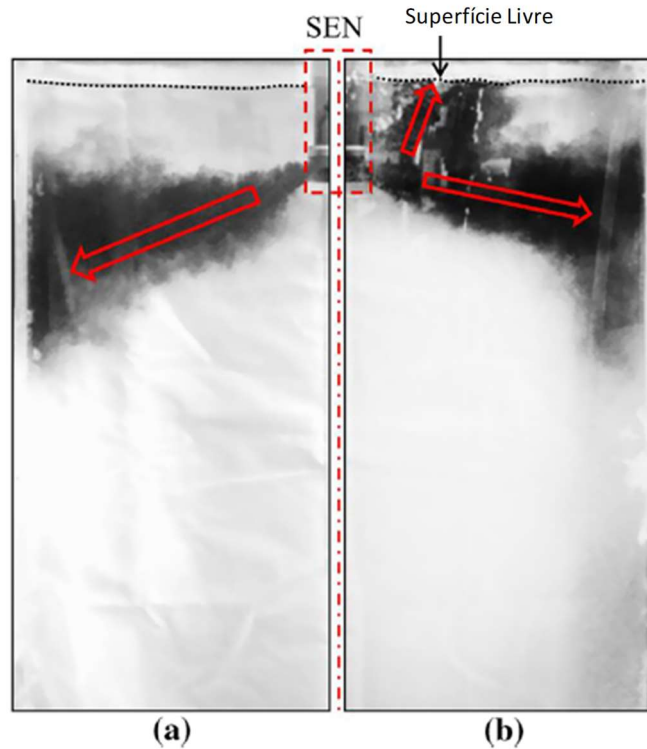
O fator de expansão  $\lambda$  leva em consideração os efeitos térmicos e de pressão e é calculado da seguinte forma (CHO E THOMAS, 2019) e (LIU *et al.*, 2016):

$$\lambda = \frac{Q_{1873K}}{Q_{273K}} = \left( \frac{1,013 \times 10^5 \text{ Pa}}{1,013 \times 10^5 \text{ Pa} + \rho_s g H} \right) \times \left( \frac{1873 \text{ K}}{273 \text{ K}} \right) \quad (3.4)$$

onde  $\rho_s$  é a densidade do aço líquido e  $H$  é a distância hidrostática da superfície superior do distribuidor até a saída de gás no canal.

Liu *et al.* (2016) obteve via modelo físico e matemático resultados próximos para o comportamento da fração de volume de gás, padrão de fluxo de líquido, flutuação de nível e fenômenos tipo exposição de olho de escória. O fenômeno de aprisionamento de escória no vórtice na interface aço-escória foi obtido usando modelo matemático; algumas pequenas gotas de escória são sugadas profundamente para dentro do reservatório líquido de aço líquido. As taxas de fluxo de gás variáveis têm um grande efeito no padrão de fluxo de aço e na zona de recirculação superior. Foram obtidos três padrões de fluxo típicos dentro do molde com diferentes taxas de fluxo de gás argônio: rolo duplo, três rolos e rolo único. Foram estudados os efeitos da vazão de argônio, velocidade de lingotamento, espessura da camada de escória no olho exposto e flutuação do nível na interface aço-escória.

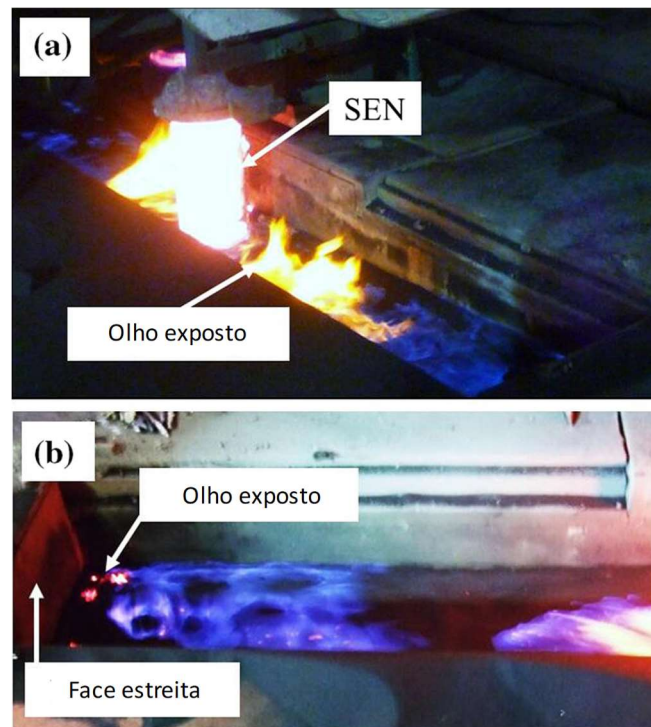
As Figura 3-52 (a) e (b) mostram o padrão de fluxo de fluido no modelo de água sem e com injeção de gás. Estas fotografias foram obtidas por injeção de corante preto sobre um fundo branco. O padrão de fluxo na zona de recirculação superior com injeção de gás é muito diferente daquele sem injeção de gás. O fluido sai da porta SEN como um forte jato colidindo com a face estreita do molde e depois se separa verticalmente para criar recirculação superior e inferior, como mostra a Figura 3-52 (a). A influência das bolhas de gás no padrão de fluxo do fluido é mostrada na Figura 3-52 (b), onde parte do fluido se move em direção à superfície superior após deixar a saída da SEN, outra parte do fluido segue deslocado para cima colidindo com a face estreita do molde em uma posição acima da condição sem gás (LIU *et al.*, 2016).



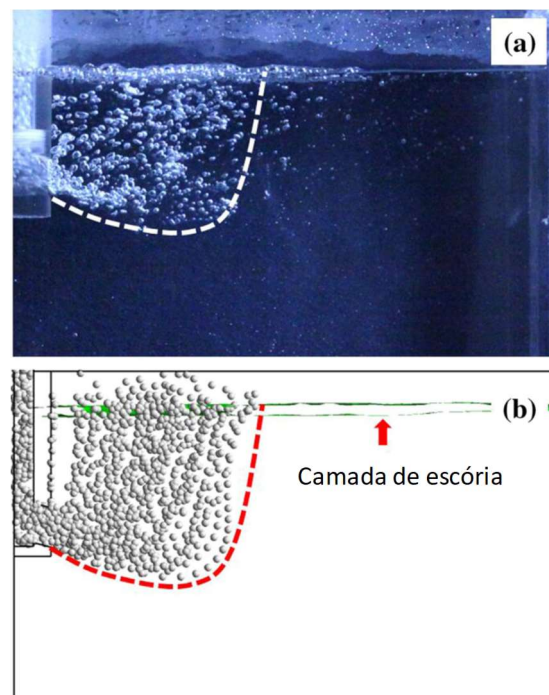
**Figura 3-52: Padrão de fluxo de fluido obtido no experimento com modelo de água sem (a) e com (b) injeção de gás (LIU *et al.*, 2016).**

A camada de escória desempenha um papel importante no processo de lingotamento contínuo, uma vez que essa é responsável por: proteger o menisco do aço da oxidação, impedir a solidificação do aço ao fornecer isolamento térmico, absorver inclusões na superfície do molde, absorver inclusões na camada de escória fundida, etc. No entanto, quando a camada de escória é suficientemente fina, pode ocorrer uma abertura na superfície do aço exposta à atmosfera, esta região é denominada "olho exposto de escória", como mostra a Figura 3-53. Através de observação industrial da superfície superior do molde identificou-se várias situações com abertura de olho superfície do molde, ao lado do SEN (Figura 3-53 (a)) e na parede estreita do molde (Figura 3-53 (b)), para taxa de fluxo de argônio na temperatura e pressão padrão em torno de cerca de 5 L/min . Na Figura 3-53 (a), pode-se observar que a posição do olho de escória exposto é semelhante às posições de escape de bolhas na superfície superior (Figura 3-54) e na região de impacto do jato superior próximo a SEN. A camada de escória nessas posições tem uma grande probabilidade de ser deslocada pelas bolhas de argônio o que pode acarretar abertura de olho na escória, induzindo uma séria reoxidação do aço pelo ar e comprometendo a qualidade da placa. A superfície da camada de escória é irregular e transitória, indicando que o fluxo de aço no interior do molde é essencialmente instável (LIU *et al.*, 2016).





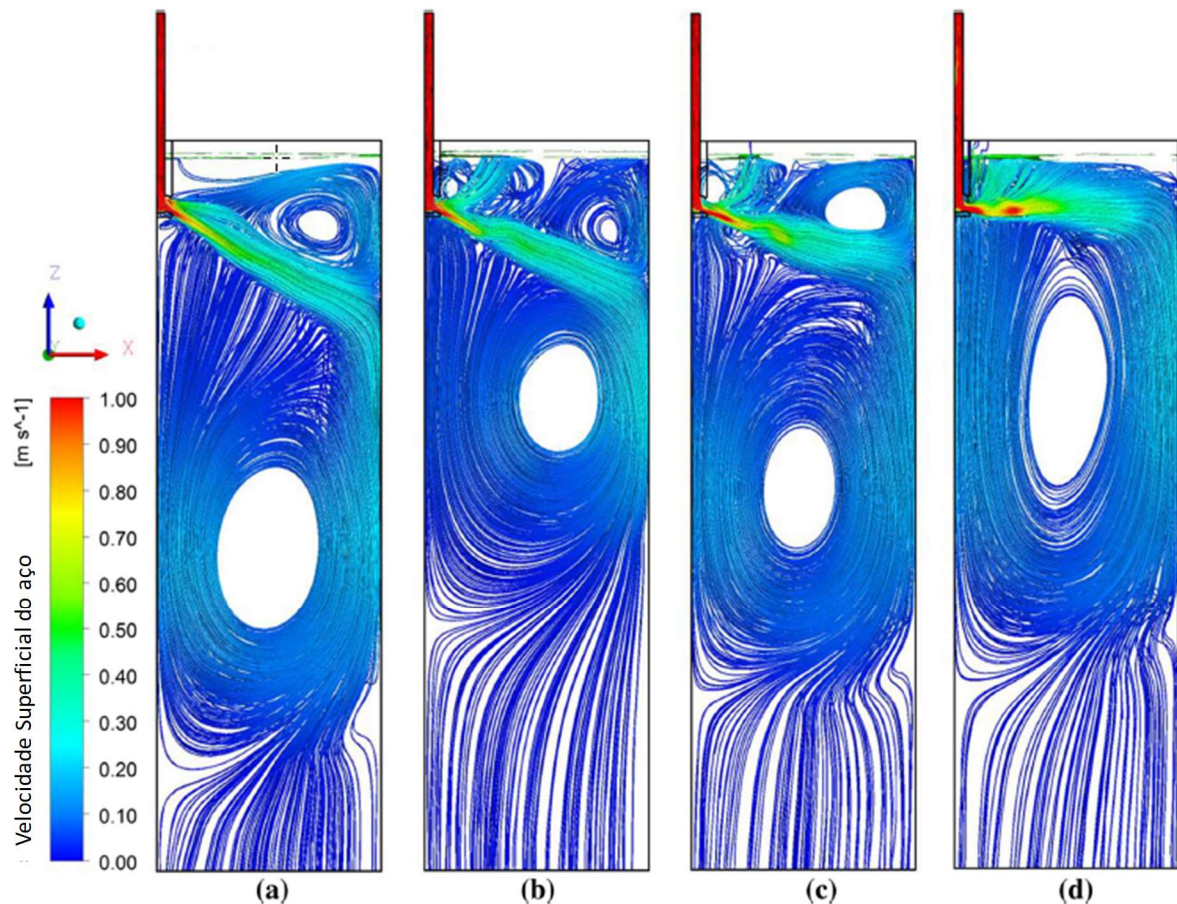
**Figura 3-53: Observação industrial do olho de escória exposto perto do SEN (a) e da parede da flecha (b) (LIU *et al.*, 2016).**



**Figura 3-54: Distribuição de bolhas no modelo de água (a) e obtido no modelo de cálculo (b) (LIU *et al.*, 2016).**

As Figura 3-55 (a) a (d) mostram os padrões de fluxo de aço líquido transitório em um tempo arbitrário de 50 segundos para uma velocidade de vazamento de 0,6 m/min e uma espessura

inicial de escória de 25 mm com taxas de fluxo de argônio de 0, 2,5, 5 , 9 L/min, respectivamente. Quando o gás argônio é injetado e a velocidade de vazamento é mantida constante, o fluxo deve acelerar para acomodar o espaço ocupado pelo gás. As características dos jatos de aço nos portos variam de acordo com a fração de gás dentro do SEN. Sem a injeção de gás argônio, como mostrado na Figura 3-55 (a), o padrão de fluxo é um padrão clássico de 'duplo rolo', à medida que o jato se dirige à face estreita o mesmo se divide para fluir para cima (para a superfície superior e de volta para o SEN) e para baixo (para transportar o aço profundamente para dentro do molde). Com a baixa injeção de gás argônio, conforme mostrado na Figura 3-55 (b), parte do jato flui para cima até a superfície superior devido à flutuabilidade do gás ao sair da porta SEN, outra parte acompanha o jato líquido até colidir a face estreita. Os dois fluxos de recirculação formam dois vórtices no rolo superior de modo que esse padrão de fluxo foi denominado "três rolos". Comparando-o com a Figura 3-55 (a), prevê-se que o movimento ascendente devido às bolhas mude a localização do ponto de impacto na parede estreita e o do rolo intermediário de recirculação inferior. Os efeitos da injeção de gás mudam naturalmente com a vazão do gás argônio, como mostrado nas Figura 3-55 (b) e (c). O ângulo de saída do jato diminui com o aumento da taxa de fluxo de gás, porque a fração de gás no jato se torna maior, o que aumenta a força de flutuação que modifica a trajetória do jato. Por exemplo, o jato de aço tende a sair quase horizontalmente devido à maior força de flutuação quando a taxa de fluxo de gás argônio é de 9 L/min, e agora o fluxo de aço se torna "rolo único". Todos os resultados revelam que a variação da taxa de injeção de gás impacta significativamente o padrão de fluxo de aço na zona de recirculação superior (LIU *et al.*, 2016).



**Figura 3-55: Padrões de fluxo de aço fundido transitório sob diferentes taxas de fluxo de gás argônio (a) 0,0, (b) 2,5, (c) 5,0 e (d) 9,0 L / min (LIU et al., 2016).**

O efeito da taxa de fluxo de gás e líquido, bem como forças de não arraste, como força de lubrificação da parede (WLF), força de sustentação (LF), força de dispersão turbulenta (TDF) e força de massa virtual (VMF) na distribuição de gás, fundamentais para ajustar a simulação numérica e, como tal, também foram discutidas por Peixoto *et al.* (2017) e Chen *et al* (2018).

## 4 PARTE EXPERIMENTAL

### 4.1. Fabricação Placas Refratárias

As placas refratárias foram fabricadas em escala piloto no laboratório do Centro de Pesquisa da RHI Magnesita, nas dimensões de 40x160x60mm, com refratários referentes a dois produtos, válvula superior do distribuidor e plugue poroso de panela, material 1 e 2, respectivamente. Inicialmente, preparou-se uma mistura de 12kg seguindo a receita dos produtos industriais. Na sequência esta mistura foi encaminhada para a prensa Gardelin onde as placas refratárias, referentes a cada mistura, foram fabricadas com controle manual sem controle de pressão (Figura 4-1). Posteriormente, de maneira a se reduzir a variabilidade, o tratamento térmico destas peças foi realizado nos fornos túneis da RHI Magnesita juntamente com peças industriais.



**Figura 4-1: Foto prensa de Fricção Gardelin**

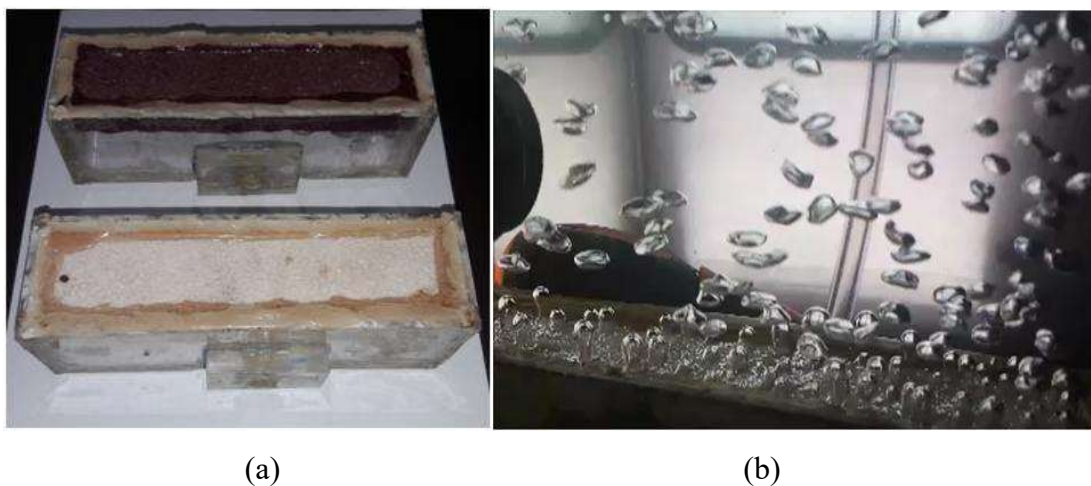
**Fonte: Centro de Pesquisa Magnesita**



A caracterização das placas foi realizada seguindo as normas e procedimentos estabelecidos para produtos industriais, em especial a norma ASTM C577 - 19 (2019) para determinação de permeabilidade. Os valores médios representam os resultados dos ensaios feitos em triplicata para cada tipo de placa. As peças refratárias utilizadas nos experimentos físicos foram cortadas com espessura de ~23 mm perpendicular ao sentido de prensagem.

#### 4.2. Modelo Físico Estático

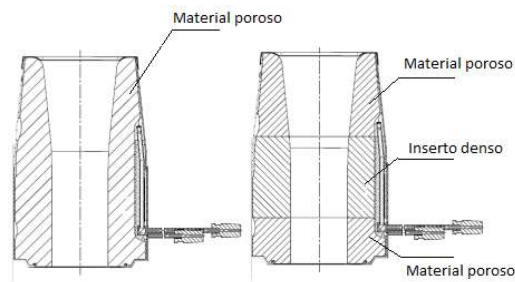
Numa primeira fase dos estudos construiu-se um modelo físico estático, para avaliação da nucleação e o comportamento das bolhas em água. O modelo em acrílico foi construído de maneira a permitir uma injeção homogênea de ar em uma das faces do refratário (ver Figura 4-2). As peças refratárias, material 1 e 2, foram cortadas com espessura de ~23 mm perpendicular ao sentido de prensagem e depois montadas em caixa em acrílico. Estas caixas foram colocadas separadamente no interior de um recipiente com água a 25°C. Na parte inferior das caixas em acrílico se conecta o tubo por onde se injeta ar.



**Figura 4-2: Caixa construída em Acrílico para fixação do Refratários; foto em perspectiva (a) Foto filmagem a 3680 fps modelo estático em água com injeção de ar – material 1 (b).**

Empregaram-se quatro vazões de ar 1, 2, 3 e 4Nl/min, sendo que estas vazões foram determinadas com base na área do refratário do modelo em relação à área útil de injeção de gás na válvula industrial (ver esquema da válvula superior na Figura 4-3). O gás utilizado na simulação em água, em substituição ao argônio (Ar), foi o ar. O controle de vazão de gás foi

realizado utilizando-se reguladores de pressão e medidor de vazão mássica OMEGA da série FMA.



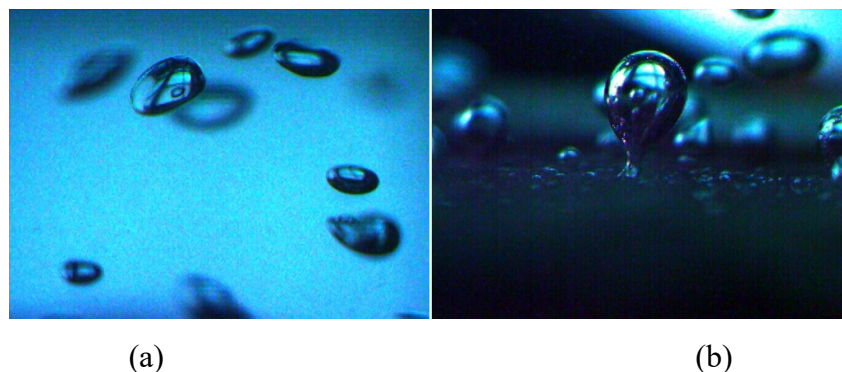
**Figura 4-3: Projetos Válvula Superior para injeção de Argônio**

Para determinação do tamanho de bolha foram realizadas filmagens com câmera de alta velocidade a 3680fps com foco na superfície do refratário e acima deste aproximadamente 70mm, conforme apresentado na Figura 4-4.



**Figura 4-4: Foto filmagem a 3680 fps modelo estático em água com injeção de ar (material 2)**

Os vídeos foram separados em “frames” (quadros) na forma de arquivos de imagem (ver Figura 4-5). Para isto utilizou-se o software da câmera de alta velocidade “*AOS Imaging Studio*”. Cada arquivo de vídeo era composto por 500 quadros, obtendo-se assim 500 imagens numeradas de 000 a 499.

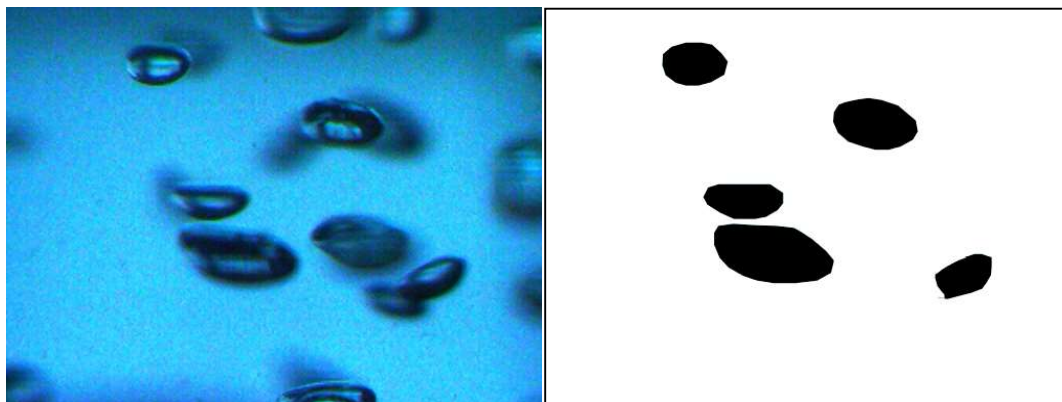


**Figura 4-5: Frame de filmagem modelo estático: acima do refratário (a) e próximo ao refratário (b).**

Em seguida, foi feita a seleção aleatória das imagens utilizando-se tabelas de números aleatórios do livro “*A Million Random Digits With 100,000 Normal Deviates*”, publicado pela instituição RAND em 2001.

Para cada filmagem na posição acima do refratário foi feita a seleção aleatória até se obter 30 imagens. Caso a imagem selecionada não possuísse bolhas ou se encontrasse distorcida, ela era descartada e uma nova imagem era selecionada aleatoriamente. Além disso, caso fosse selecionada uma imagem com bolhas já avaliadas (frames sequenciais) essa também era descartada e realizava-se nova seleção. Já para os vídeos da condição de nucleação das bolhas no refratário foram selecionados todos os *frames* em que a bolha estivesse na eminência de se soltar do refratário ou no momento em que ela se desprendia do mesmo.

Cada imagem selecionada foi editada utilizando-se o software editor de imagens GIMP de uso livre. As bolhas foram contornadas com uso de editor de imagens e na sequência as imagens foram convertidas em imagem monocromática (preto:bolhas e branco:fundo). Em cada *frame* foram selecionadas apenas as bolhas nítidas, desconsiderando aquelas que estivessem fora de foco, borradas ou aglomeradas com outras bolhas. A Figura 4-6 representa a conversão de um dos *frames* em um arquivo de imagem com uso do software GIMP.



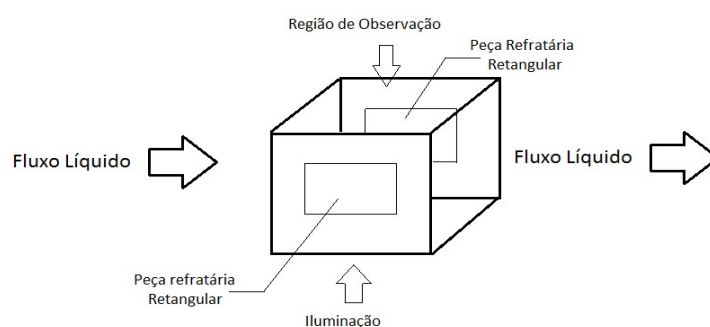
**Figura 4-6: Exemplo imagem convertida em figura binária**

Para cada condição, tipo de refratário e vazão de ar, e posicionamento da câmera em relação ao modelo físico, foi realizada uma filmagem do modelo, sem gás, posicionando uma régua na posição do foco da câmera, para posterior definição da escala a ser utilizada no dimensionamento das bolhas.

As imagens monocromáticas foram avaliadas pelo software ImageJ para determinação da área de cada bolha e cálculo do seu diâmetro. Posteriormente o diâmetro médio e seu desvio padrão, com base nos diâmetros individuais das bolhas, foram calculados. A primeira etapa no ImageJ foi ajustar a escala do programa através do uso de uma imagem com a régua posicionada no foco da câmera, para os respectivos experimentos, material 1 ou 2.

#### 4.3. Modelo Físico Dinâmico para avaliação e determinação do diâmetro de bolhas

O modelo em água foi construído em acrílico e com as dimensões internas similares às válvulas industriais, e em escala 1:2. As placas refratárias planas foram montadas de maneira a permitir a injeção homogênea de gás em lados opostos da caixa acrílica que representa a válvula superior. O canal foi construído com seção transversal retangular de 40 x 30 mm para permitir observação das bolhas sem deformação ou reflexo, conforme observa-se ao fazer filmagem em canal circular (Figura 4-7).



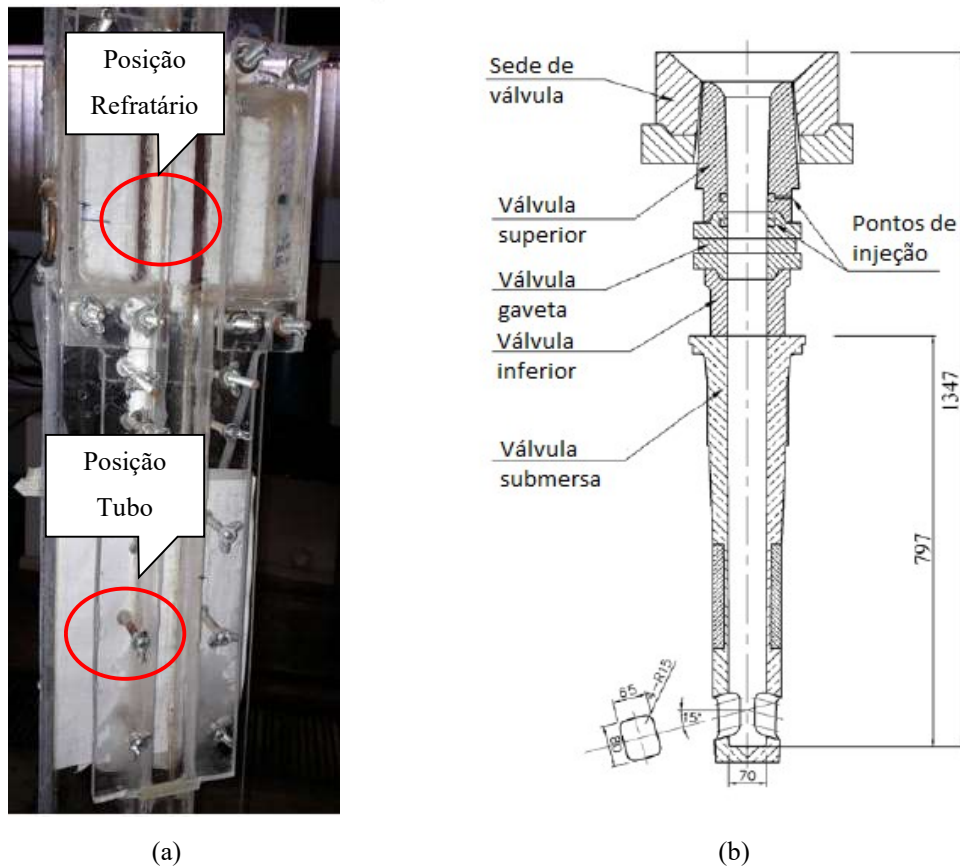
**Figura 4-7: Esquema de montagem das peças refratárias em caixa de acrílico.**

A montagem do modelo em acrílico foi realizada com seu posicionamento na vertical para que o sentido do empuxo fosse contrário ao fluxo de água, similar à condição operacional do sistema de refratários (Yuan, 2008), com recipiente de coleta na saída e válvula para controle de fluxo, ambos para simular no modelo a pressurização do sistema de refratários com válvula gaveta (ver Figura 4-8 ).

A placa de acrílico móvel frontal tem maior espessura, 30 mm, para se evitar entrada de ar e vazamentos e possibilitar a troca do refratário com maior facilidade.



As filmagens foram realizadas nas posições denominadas refratário e tubo, conforme indicado na Figura 4-8.



**Figura 4-8: (a) Foto modelo físico em acrílico (b) e Configuração típica conforme Yuan (2008) de montagem refratária para os sistemas de válvula gaveta**

As vazões de água utilizadas foram de 80, 100, 120 e 140L/min equivalentes às condições de lingotamento para aços com aplicação em parte exposta, conforme discutido por Santos (2013); estas vazões foram determinadas com base em critério de similaridade (ver item 4.7). Sugere-se que a similaridade é atingida se a razão entre vazões de líquido e gás se mantiverem, comparando-se máquina industrial e modelo. A vazão de água foi ajustada com o auxílio de um medidor de vazão mássica (*Rosemount magnetic flowmeter*) e inversor de frequência para controle de rotação da bomba.

As taxas de injeção de ar utilizadas foram 1, 2, 3 e 4Nl/min, similares às adotadas em processos industriais, com o ajuste visando uma dada vazão específica por área superficial de refratário ( $\text{Nm}^3/\text{m}^2$ ).

A filmagem foi realizada com câmera de alta velocidade posicionada em frente às seguintes regiões: caixa (refratário) e tubo (válvula submersa); na velocidade de 3680 frames/s, mesma faixa de velocidade utilizada por Lee *et al.* (2009) e Thomas *et al.* (1997).

As filmagens foram separadas em frames, selecionadas, editadas e medidas com a mesma metodologia estabelecida para Modelo Físico Estático.

#### **4.4. Modelo Físico Dinâmico para avaliação das forças de arraste e não arraste**

A reprodução perfeita da geometria da SEN não permite uma avaliação adequada das forças de arraste e de não arraste (Figura 4-8). Por esta razão, um novo modelo físico foi construído para se avaliar a dispersão e distribuição do gás ao longo do canal para posterior comparação e validação de simulações matemáticas considerando o efeito dos coeficientes das forças de massa virtual, de sustentação, de lubrificação da parede e de dispersão turbulenta, e sua melhor aferição. Esse modelo do canal utilizou refratário poroso semelhante aos usados atualmente em máquina de lingotamento contínuo. Foi tomado cuidado para se ter a mesma área de seção transversal aproximada do canal em comparação com válvula industrial. O mesmo foi aplicado para vazão de líquido (água) e vazão específica de gás (Nl/min por metro quadrado). Assim, as condições aplicadas são semelhantes à prática industrial. A diferença entre o diâmetro de entrada e de saída foi propositalmente estabelecida para reproduzir a contrapressão do sistema refratário/molde no lingotamento contínuo. A área central foi modificada para permitir uma melhor avaliação e calibração das forças de arraste e não arraste. As placas refratárias planas foram montadas de forma a permitir a injeção homogênea de gás em lados opostos representando a válvula superior. O critério de similaridade foi aplicado com foco em garantir resultados e possibilitar simular uma variedade de condições.

A montagem do modelo em acrílico foi realizada com seu posicionamento na vertical de maneira a permitir uma boa avaliação do efeito da flutuabilidade das bolhas para as condições de fluxo ascendente ou descendente. O modelo do canal é representado na Figura 4-9 e Figura 4-10.

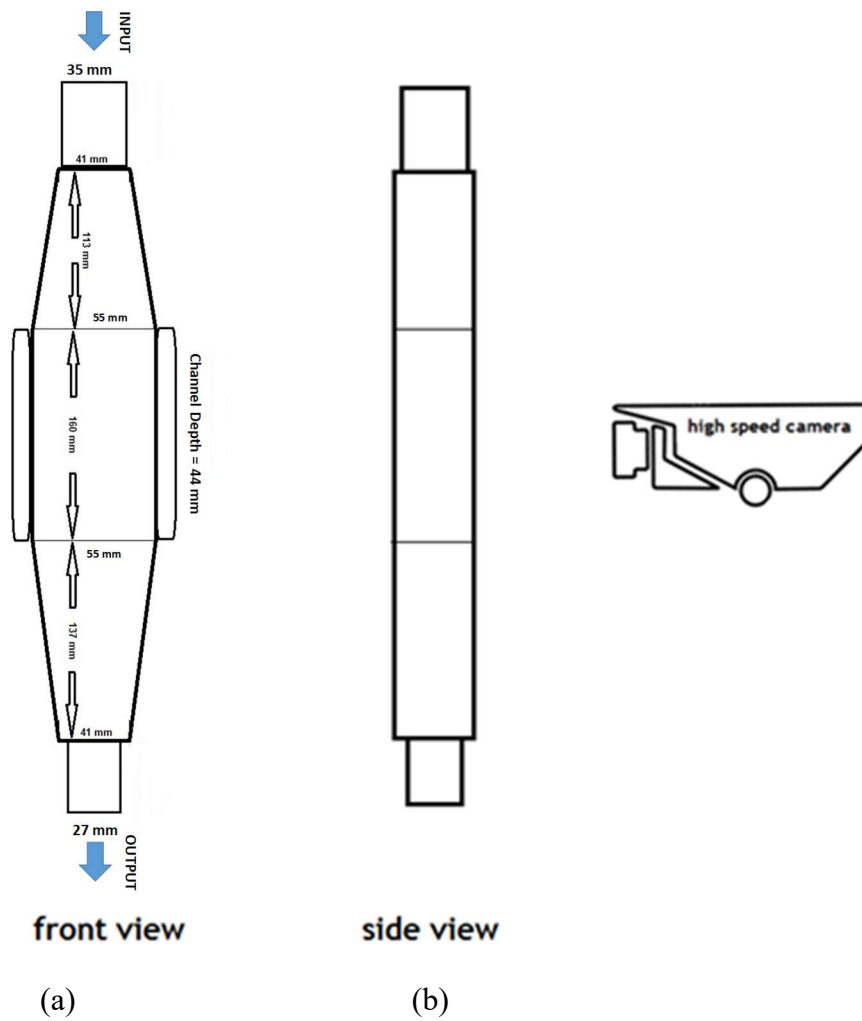


Figura 4-9: (a) Modelo físico em acrílico com dimensões e localização de placas refratárias no modelo (vista frontal) e posicionamento da câmera (vista lateral)



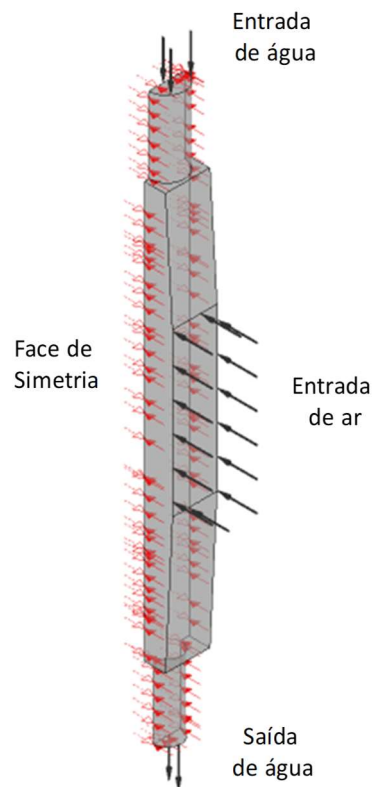
Figura 4-10:Foto modelo físico com vista superior do câmaras de ar, canal entrada e saída e região central.

As vazões de água utilizadas foram de 40, 60 e 80 l/min. As taxas de injeção de ar utilizadas foram 2 e 5 Nl/min. O controle da vazão de água e gás foram realizados conforme descrito nos experimentos anteriores.

As filmagens foram realizadas utilizando-se câmera de alta definição e de alta velocidade AOS S-PRI, captura de vídeo a 1000fps (frames por segundo) de maneira a se ter uma visão geral do modelo e permitir uma avaliação do comportamento dos fluidos água-ar para calibração e validação dos parâmetros do modelo matemático.

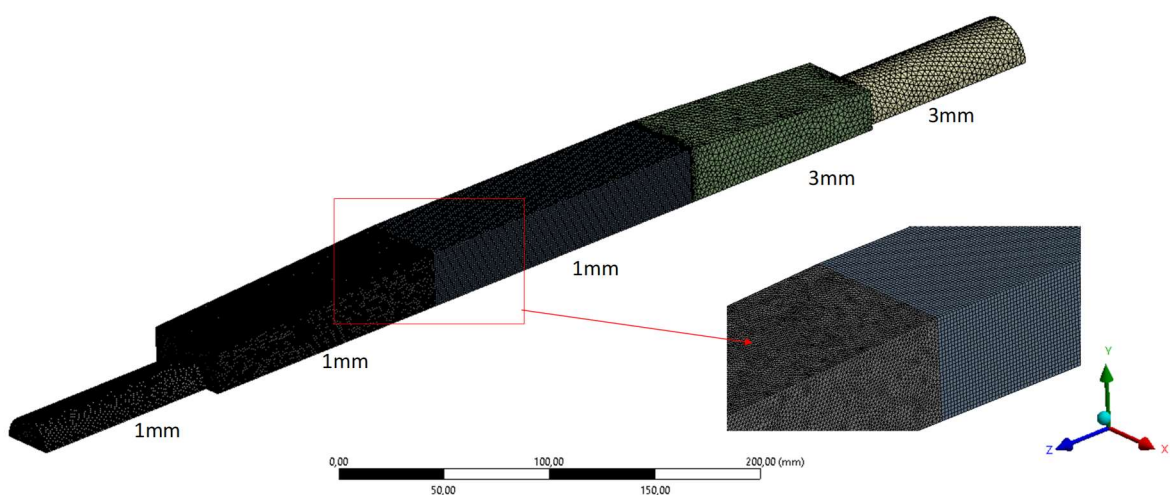
#### **4.5. Modelo Matemático - Validação Forças de Arraste e Não Arraste**

Um primeiro conjunto de simulações de CFD foi realizado para reproduzir a distribuição de gás representada no modelo físico. O objetivo principal foi avaliar parâmetros para forças de não arraste, como força de lubrificação de parede (WLF – *Wall Lubrication Force*), força de dispersão turbulenta (TDF – *Turbulent Dispersion Force*) e força de massa virtual (VMF – *Virtual Mass Force*). Devido à sua geometria simétrica e ao objetivo de economizar recursos computacionais, apenas metade do modelo foi tomada para fins de simulação, ver Figura 4-11 (a). O modelo matemático para validação de forças de não arraste e sua influência na distribuição de ar disperso (fração volumétrica) na fase contínua da água foi construído com as mesmas dimensões do modelo físico. Taxas de fluxo de água de 40, 60 e 80 l/min com vazões de 1, 2 e 5 Nl/min de ar foram levadas em consideração. Baseado nos resultados discutidos e apresentados por Peixoto *et al.* (2017), os parâmetros avaliados foram VMF, TDF e WLF (Liu *et al.* (2016)). Para validação, a condição de bolha de tamanho fixo foi usada para simplificar os cálculos matemáticos e, em seguida, foi feita uma comparação entre o tamanho da bolha fixa e o esquema MUSIG. Liu *et al.* (2016) também descreveu as equações de forças de sustentação, VMF, TDF e WLF e então usaram uma função MUSIG para desenvolver um modelo matemático de interação de bolhas em um molde de placa em lingotamento contínuo.



**Figura 4-11: Imagem gerada pelo software CFX para validar a configuração do comportamento de bolhas de ar / água.**

A malha foi construída com tamanho de elemento de 1mm e 3 mm (Figura 4-12), sendo que as regiões de observação configuradas com 1mm. Utilizou-se o recurso “*inflation*” nas paredes, de modo a se obter melhor ajuste para o cálculo das equações de turbulência nessa região.

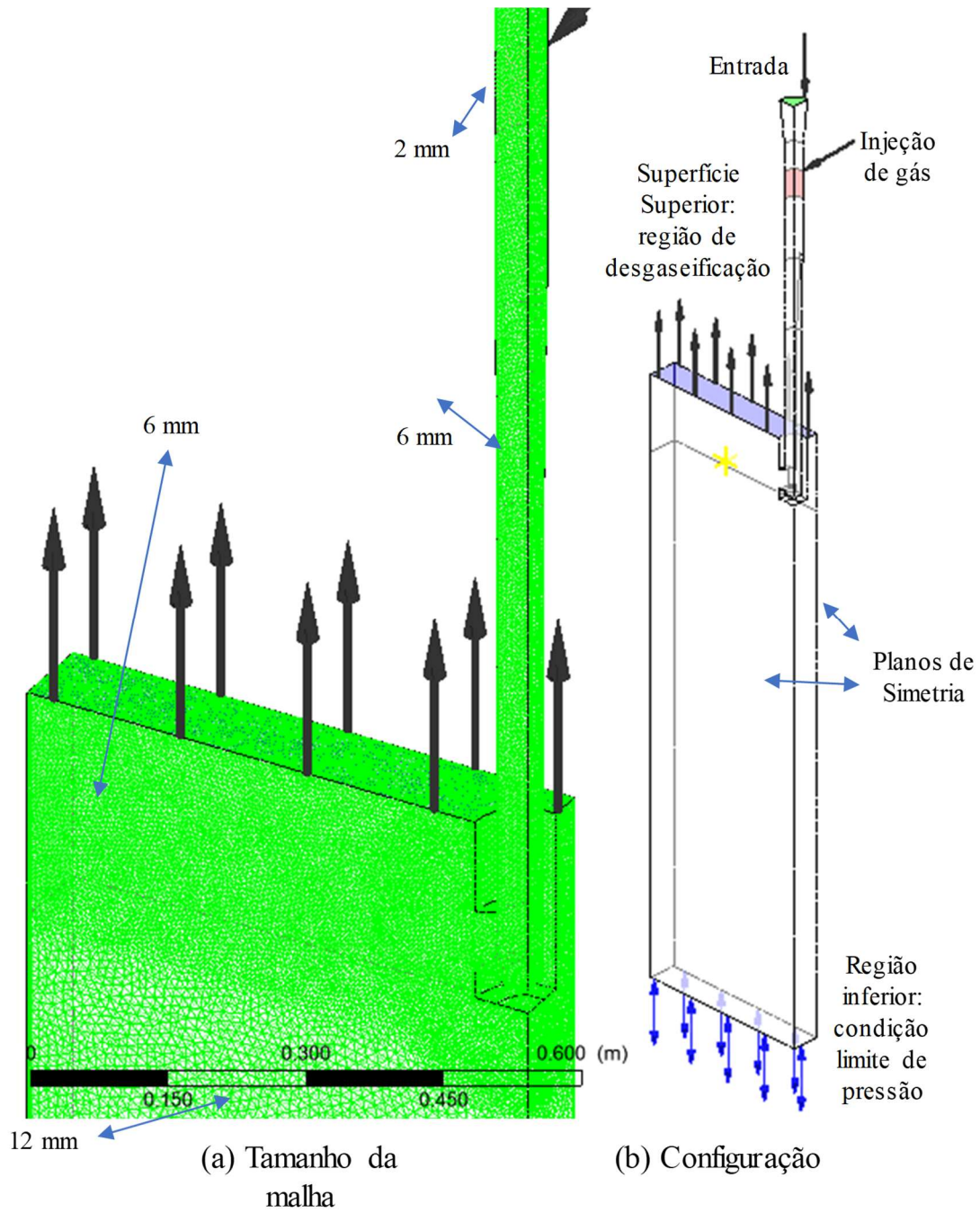


**Figura 4-12: Imagem gerada pelo software CFX com detalhes malha.**

Conforme comentado e discutido por Peixoto *et al.* (2017) e Díaz *et al.* (2008) encontrar a melhor combinação das forças de arraste, de sustentação, de lubrificação da parede, dispersão turbulenta e de massa virtual é fundamental para descrever adequadamente as características do escoamento multifásico bolha/líquido.

#### **4.6. Modelo Matemático – Lingotamento Contínuo de Placas**

O segundo conjunto de simulações compreendeu um sistema de ar/água em escala real (1: 1) ver Figura 4-13. O modelo matemático de lingotamento contínuo foi elaborado de forma a representar as condições físicas do modelo em água em relação às dimensões reais do modelo físico o qual representa a condição industrial. A vazão de água utilizada foi de 336L / min e 400L / min, com a vazão de ar de 12 NI/min, conforme determinado por Santos *et al.* (2013) A malha foi construída com 360115 nós, sendo mais refinada na saída da *SEN* e na região do jato (Figura 4-13). A função *inflation* foi utilizada nas paredes, a fim de se obter um melhor ajuste para o cálculo das equações de turbulência nessa região. Devido à sua geometria simétrica e ao objetivo de economizar recursos computacionais, apenas um quarto do modelo foi utilizado para fins de simulação. Foram feitas simulações para o diâmetro fixo de bolha e para a condição de coalescência e ruptura de bolha seguindo o modelo MUSIG.



**Figura 4-13: Imagens modelo matemático lingotamento contínuo de placas escala 1:1 com duas faces de simetria visão molde e válvula submersa (a) malha; (b) detalhes da configuração.**

Um terceiro conjunto de simulações do sistema aço-argônio foi realizado, incluindo os efeitos das forças de arraste e não arraste, o modelo MUSIG, bem como os efeitos da expansão do gás. O fator de expansão  $\lambda$  leva em consideração os efeitos térmicos e de pressão e é calculado da seguinte forma (CHO E THOMAS, 2019) e (LIU *et al.*, 2015):

$$\lambda = \frac{Q_{1873}}{Q_{273K}} = \left( \frac{1,013 \times 10^5 \text{ Pa}}{1,013 \times 10^5 \text{ Pa} + \rho_s g H} \right) \times \left( \frac{1873 \text{ K}}{273 \text{ K}} \right) \quad (4.1)$$

onde  $\rho_s$  é a densidade do aço líquido e  $H$  é a distância hidrostática da superfície superior do distribuidor até a saída de gás no canal.

Ambos os conjuntos de simulações do lingotamento contínuo levaram em consideração o fluxo tridimensional e turbulento; fluidos newtonianos incompressíveis, sistema isotérmico (a 25°C ou 1600°C), pressão ambiente igual a 1atm. Foram utilizados valores padrão para as propriedades físicas da água e do ar (a 25°C). As propriedades dos materiais são apresentadas na

Tabela 4-1. Essas propriedades de aço e argônio são as usuais adotadas em outros estudos (CHO E THOMAS, 2019) e (LIU *et al.*, 2015).

**Tabela 4-1: Dimensão física geométrica e condições de processo no lingotamento de aço**

<i>Dimensões</i>	<i>Lingotamento Atual</i>	<i>1:1 modelo em água (figure 4.12)</i>	<i>1:1 modelo matemático com dois planos simetria</i>	
			<i>Aço/ Argônio</i>	<i>Água/ ar</i>
Largura e espessura do molde	1260 - 200 mm	1260 - 200 mm	630 - 100 mm	630 - 100 mm
SEN diâmetro interno	82 mm	82 mm	(82 mm)	(82 mm)
Comprimento da SEN	870 mm	870 mm	870 mm	870 mm
SEN dimensão da porta de saída	134 - 120 mm	134 - 120 mm	(134 - 120 mm)	(134 - 120 mm)
Diâmetro da boca da válvula: interno / externo	79 - 134 mm	79 - 134 mm	(79 - 134 mm)	(79 - 134 mm)
Largura/ altura da saída da válvula	67- 72 mm	67- 72 mm	(67- 72 mm)	(67- 72 mm)
Ângulo de saída da válvula	15° para baixo	15° para baixo	15° para baixo	15° para baixo
Profundidade de Submersão da SEN	240 mm	240 mm	220 mm	220mm
<i>Condições de Processo</i>				
Densidade do líquido	7020kg/m <sup>3</sup>	998,2kg/m <sup>3</sup>	7020kg/m <sup>3</sup>	998,2kg/m <sup>3</sup>
Viscosidade do líquido	0,0056kg/m.s	0,001kg/m.s	0,0056kg/m.s	0,001kg/m.s
Taxa de vazão de líquido	336 -400 L/min	336 - 400L/min	84- 100L/min	84- 100L/min
Densidade do gás (25°C)	1,623kg/m <sup>3</sup>	1,185kg/m <sup>3</sup>	1,623kg/m <sup>3</sup>	1,185kg/m <sup>3</sup>
Densidade do gás (1600°C)	0,47735kg/m <sup>3</sup>	-	0,47735kg/m <sup>3</sup>	-
Viscosidade do gás	7,42x10 <sup>-5</sup> kg/m.s	1,85x10 <sup>-5</sup> kg/m.s	7,42x10 <sup>-5</sup> kg/m.s	1,85x10 <sup>-5</sup> kg/m.s
Taxa de vazão de gás	12 NI/min	12 NI/min	3 NI/min	3 NI/min
Tensão interfacial	1,5N/m	0,0728N/m	1,5N/m	0,0728N/m

As principais características dos refratários e suas respectivas distribuições de faixa de tamanho de bolhas são apresentadas na Tabela 4-2.



**Tabela 4-2: Propriedades físicas dos refratários porosos utilizados nos experimentos em modelos físicos e a distribuição de tamanhos de bolhas determinadas para estes materiais**

Tipo	Densidade aparente (g/cm <sup>3</sup> )	Porosidade aparente (%)	Teste de flexão a frio (MPa)	Permeabilidade (CentiDarcy)	Distribuição de tamanhos das bolhas: água - 3 Sigma (mm)	Distribuição de tamanhos das bolhas: aço (**) 3 Sigma (mm)
<b>Refratário 1 (*)</b>	2,54	22,14	26,28	261,5	0,6 -3,2	0,9-4,8
<b>Refratário 2 (*)</b>	2,87	26,43	78,06	928	0,8 - 5,6	1,2-8,4

(\*) Para simulação matemática, os refratários 1 e 2, serão identificados como MUSIG 1 e 2, respectivamente.

(\*\*) A distribuição do tamanho da bolha considerou o fator de expansão térmica.

Em todos os casos o software utilizado foi o CFX em regime permanente (CFX 17.1, Ansys®). O modelo matemático considera o fluxo tridimensional e turbulento; fluidos newtonianos incompressíveis (a expansão do gás não foi considerada), sistema isotérmico (a 25°C), pressão ambiente igual a 1 atm. Valores padrão para as propriedades físicas da água e do ar (a 25°C) foram utilizados. A tensão interfacial entre gás e água foi tomada em 0,0728N/m, considerando a força de empuxo para a fase dispersa.

Finalmente, a configuração dos tamanhos das bolhas foi avaliada de duas maneiras diferentes. Primeiramente com bolhas de tamanho fixo com um diâmetro médio de 2,0mm e 3,0mm. Para esta configuração, o diâmetro da bolha permanece constante. E posteriormente com quebra e coalescência de bolhas, utilizando-se o modelo MUSIG (modelo de desintegração e coalescência de bolhas), que significa que a fase dispersa tem uma grande variação no tamanho e os seus componentes interagem uns com os outros através dos mecanismos de ruptura e coalescência; o equilíbrio populacional é o método estabelecido para calcular a distribuição de tamanho da fase polidispersa, incluindo os efeitos de ruptura e coalescência; maiores detalhes ver CFX 19.1 *Theory Guide* (ANSYS, 2016). Esta função é ativada quando se seleciona a opção de fluido polidisperso no domínio do modelo. A opção de diâmetro médio de bolha é imediatamente desabilitada e deve-se então incluir no modelo as variáveis adicionais que representem o diâmetro mínimo e máximo, número de faixas de distribuição e percentual de cada faixa que serão adotadas. Nesse trabalho os modelos foram configurados com cinco faixas que representam a distribuição do diâmetro bolha. Estas faixas foram definidas com base no diâmetro médio e desvio obtido através dos resultados do modelo físico dinâmico para os

refratários 1 e 2, conforme apresentados na Tabela 4-2. As expressões associadas a estas variáveis calculam a quantidade de bolhas que se encontra em cada faixa de tamanho e à fração de volume de gás no modelo.

#### 4.7. Modelo Matemático – Condições Gerais

Para a descrição do campo de velocidades utilizou-se o modelo k-epsilon – **k-ε** de turbulência, embutido no ANSYS®. Neste modelo, **k** representa a energia cinética de turbulência, definida pelas flutuações de velocidade; **ε** é a taxa de dissipação de energia cinética de turbulência. As equações são resolvidas iterativamente, até a convergência, considerando-se condições de contorno características do sistema. A energia cinética de turbulência e a taxa de dissipação de energia na entrada são determinadas a partir da velocidade média no sistema, isto é, pela vazão e área de seção reta de fluxo.

O líquido (água ou aço) é definido como fase contínua; enquanto o gás (ar ou argônio) como a fase dispersa. A condição de contorno foi definida como de não deslizamento para todas as paredes, o que implica em dizer que a energia cinética de turbulência, a taxa de dissipação de energia cinética de turbulência e a velocidade são nulas nesses locais. Na saída, região da mistura de líquido e gás, as variáveis estão livres para flutuar, sendo, portanto, determinadas pelo código matemático do programa. A energia cinética de turbulência e a taxa de dissipação de energia na entrada são determinadas a partir da velocidade média do sistema, isto é, pelo fluxo e pela área transversal do fluxo.

##### *Continuidade:*

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho U) = 0 \quad (4.2)$$

##### *Navier Stokes:*

$$\frac{\partial \rho U}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho U \otimes U) - \nabla \cdot (\mu_{eff} \nabla U) = -\nabla p + \nabla \cdot (\mu_{eff} \nabla U)^T + B \quad (4.3)$$

***Viscosidade efetiva:***

$$\mu_{eff} = \mu + \mu_t \quad (4.4)$$

***Equações auxiliares,  $k - \varepsilon$***

$$\frac{\partial \rho k}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho U k) = \nabla \cdot \left[ \left( \mu + \frac{\mu_t}{\sigma_k} \right) \nabla k \right] + P_k - \rho \varepsilon \quad (4.5)$$

$$\frac{\partial \rho \varepsilon}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho U \varepsilon) = \nabla \cdot \left[ \left( \mu + \frac{\mu_t}{\sigma_\varepsilon} \right) \nabla \varepsilon \right] + \frac{\varepsilon}{k} (C_{\varepsilon 1} P_k - C_{\varepsilon 2} \rho \varepsilon) \quad (4.6)$$

***Viscosidade turbulenta***

$$\mu_t = C_\mu \rho \frac{k^2}{\varepsilon} \quad (4.7)$$

#### 4.8. Modelo Físico - Critério de Similaridade

A fim de estabelecer o critério de similaridade para injeção de gás no molde pode ser considerada primeiramente a equação de Continuidade, para um fluido incompressível, após a aplicação do Operador Média (Bird, 1960). Mostra-se que a equação da continuidade em termos de valores médios mantém a mesma forma da equação original,

$$0 = \frac{\partial}{\partial x} \bar{V}_x + \frac{\partial}{\partial y} \bar{V}_y + \frac{\partial}{\partial z} \bar{V}_z \quad (4.8)$$

Por outro lado a equação de conservação de quantidade de movimento, após a introdução do conceito de viscosidade turbulenta fica (componente OX, a título de exemplo),

$$\frac{\partial}{\partial t} \rho \bar{V}_x = - \frac{\partial}{\partial x} \bar{p} - \rho \left\{ \frac{\partial}{\partial x} \bar{V}_x \bar{V}_x + \frac{\partial}{\partial y} \bar{V}_x \bar{V}_y + \frac{\partial}{\partial z} \bar{V}_x \bar{V}_z \right\} + \\ (\eta^{la\ min\ ar} + \eta^{turbulenta}) \nabla^2 \bar{V}_x + \rho g_x \quad (4.9)$$

Num dado volume de controle, no qual a fração ocupada pelo gás é dada por  $\alpha$ , a massa específica média pode ser aproximada como:

$$\rho_m = \alpha \rho_{gas} + (1 - \alpha) \rho_{liquido} \quad (4.10)$$

Desta forma, a equação anterior de conservação de quantidade de movimento, fica:

$$\frac{\partial}{\partial t} \rho \bar{V}_x = - \frac{\partial}{\partial x} \bar{p} - \rho \left\{ \frac{\partial}{\partial x} \bar{V}_x \bar{V}_x + \frac{\partial}{\partial y} \bar{V}_x \bar{V}_y + \frac{\partial}{\partial z} \bar{V}_x \bar{V}_z \right\} + \\ (\eta^{la\ min\ ar} + \eta^{turbulenta}) \nabla^2 \bar{V}_x + \rho_m g_x \quad (4.11)$$

Os critérios de semelhança podem agora ser identificados, reescrevendo-se a equação de conservação a partir de números adimensionais (SZEKELY, 1989). Após combinação com a equação de continuidade a equação de conservação de quantidade de movimento fica,

$$\rho \frac{D}{Dt} \bar{V} = -\nabla \bar{p} + (\eta^{la\ min\ ar} + \eta^{turbulenta}) \nabla^2 \bar{V} + \rho_m g \quad (4.12)$$

$$\rho \frac{D}{Dt} \bar{V} = -\nabla \bar{p} + \eta^{efetiva} \nabla^2 \bar{V} + \rho_m g \quad (4.13)$$

Aqui, para fins de simplificação empregam-se os operadores:

$$\textbf{Gradiente}, \nabla = \frac{\partial}{\partial x} i + \frac{\partial}{\partial y} j + \frac{\partial}{\partial z} k \quad (4.14)$$

$$\textbf{Laplace}, \nabla^2 = \frac{\partial^2}{\partial x^2} + \frac{\partial^2}{\partial y^2} + \frac{\partial^2}{\partial z^2} \quad (4.15)$$

$$\textbf{Stokes}, \frac{D}{Dt} = \frac{\partial}{\partial t} + \left\{ \bar{V}_x \frac{\partial}{\partial x} + \bar{V}_y \frac{\partial}{\partial y} + \bar{V}_z \frac{\partial}{\partial z} \right\}. \quad (4.16)$$

Variáveis adimensionais podem ser definidas como:

$$\bar{V}^* = \frac{\bar{V}}{V_o}; \bar{p}^* = \frac{\bar{p} - \bar{p}_o}{\rho_m V_o^2}; t^* = \frac{t V_o}{L}; x^* = \frac{x}{L}; y^* = \frac{y}{L}; z^* = \frac{z}{L} \quad (4.17)$$

As quais permitem reescrever os operadores adimensionais,

$$\textbf{Gradiente}, \nabla^* = L \nabla = \frac{\partial}{\partial x^*} i + \frac{\partial}{\partial y^*} j + \frac{\partial}{\partial z^*} k \quad (4.18)$$

$$\textbf{Laplace}, \nabla^{*2} = L^2 \nabla^2 = \left\{ \frac{\partial^2}{\partial x^{*2}} + \frac{\partial^2}{\partial y^{*2}} + \frac{\partial^2}{\partial z^{*2}} \right\} \quad (4.19)$$

$$\textbf{Stokes}, \frac{D}{Dt^*} = \frac{L}{V_o} \frac{D}{Dt} = \frac{\partial}{\partial t^*} + \left\{ \bar{V}_x^* \frac{\partial}{\partial x^*} + \bar{V}_y^* \frac{\partial}{\partial y^*} + \bar{V}_z^* \frac{\partial}{\partial z^*} \right\} \quad (4.20)$$

Isto permite, identificar os critérios de semelhança (para que a mesma equação de movimento seja aplicada ao modelo e protótipo os coeficientes da mesma devem ser iguais):

$$\frac{D}{Dt^*} \bar{V}^* = -\nabla^* \bar{p}^* + \frac{\eta^{efetiva}}{L V_o \rho_m} \nabla^{*2} \bar{V}^* + \frac{gL}{V_o^2} \quad (4.21)$$

Então devem ser iguais, no modelo quando comparado com a máquina industrial:

$$Fr = \frac{V_o^2}{gL} \quad (4.22)$$

e

$$Re = \frac{L V_o \rho_m}{\eta^{efetiva}} \quad (4.23)$$

Embora a aplicação do critério baseado no adimensional de Froude seja imediata (num modelo 1:1 emprega-se a mesma vazão de líquido), a aplicação do critério relacionado ao número de Reynolds é problemática: requer avaliar a fração de gás e a viscosidade efetiva, que não são conhecidos *a priori*, sendo resultados das simulações matemáticas. Por este motivo, na maior parte dos casos, a avaliação é subjetiva.

As vazões volumétricas de líquido empregadas neste modelamento consideram que o modelo foi construído em escala natural (1:1) e que o número de Froude é adequado para descrever a condição de semelhança: as vazões de água são idênticas às vazões industriais de aço líquido. As vazões de gás foram escolhidas de modo a reproduzir a faixa de vazão industrial específica, em [ $m^3$  de gás/ $m^2$  de área superficial de refratário .s].

## **5 RESULTADOS E DISCUSSÃO**

Os resultados deste trabalho foram agrupados de acordo com os assuntos abordados, e são apresentados nos subitens a seguir. Na introdução de cada subitem é realizada uma contextualização com os artigos correlacionados a esta tese publicados anteriormente, vide Apêndice I - Lista de Publicações, quando aplicável.

Neste estudo se mostra como a quantidade e distribuição de tamanhos das bolhas são afetadas pelas vazões de gás e de líquido, e pelas características intrínsecas do refratário. Parte desses resultados de caracterização dos refratários foram apresentados na 22<sup>a</sup> Conferência del Acero, IAS 2018, Rosário, Argentina; e no 49<sup>o</sup> Seminário de Aciaria – Internacional, parte integrante da ABM Week 2018, São Paulo, Brasil (5.1 e 5.2).

### **5.1. Materiais Refratários**

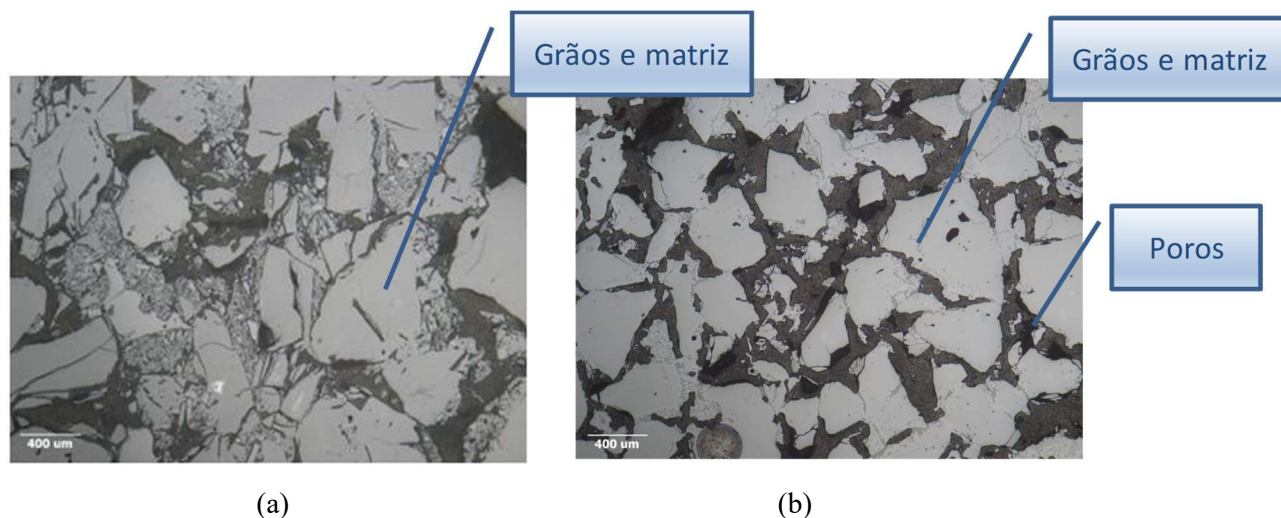
Para se avaliar o efeito do refratário na distribuição e tamanho das bolhas, é fundamental que estes apresentem variação em sua composição (mineralógica, química) e propriedades (DMA – Densidade Média Aparente, PA – Porosidade Aparente, RCTA – Resistência a Compressão Temperatura Ambiente e Permeabilidade), assim como no volume e distribuição do tamanho de poros. Os valores médios representam os resultados dos ensaios feitos em triplicata para cada tipo de placa e seus resultados estão descritos na Tabela 5-1.

**Tabela 5-1: Propriedades físicas dos materiais porosos**

Ensaio	Material 1		Material 2	
	Resultados	FDT	Resultados	FDT
DMA – Densidade de massa aparente (g/cm <sup>3</sup> )	2,54	2,5 a 2,68	2,87	2,69 a 2,88
PA – Porosidade Aparente (%)	22,14	18 a 24	26,43	26 a 31
RCTA – Resistência à Compressão a Temp. Ambiente (Mpa)	26,28	-	78,06	-
Permeabilidade (cD)	261,50	-	928,00	-

Para entender melhor o comportamento e porosidade dos materiais selecionados para a realização do estudo, foi realizada uma análise de microscopia óptica. Na Figura 5-1, pode ser observada a porosidade de cada material, numa análise bidimensional.

Existem vários fatores que influenciam na porosidade e permeabilidade de um material cerâmico, como o formato e tamanho dos grãos, empacotamento, força de prensagem, sinterização. Nas imagens da Figura 5-1, observa-se na cor cinza claro, os grãos e a matriz do refratário e nas cores cinza escuro e preto, os poros do material. Na microestrutura do material 1, verifica-se um maior empacotamento e maior presença de materiais finos na matriz, o que gera uma menor porosidade. Enquanto, o material 2 apresenta menor percentual de partículas finas, e um aumento significativo dos espaços vazios, em relação ao material 1, ou seja, maior porosidade.



**Figura 5-1: Microestrutura dos materiais refratários 1(a) e 2(b) com aumento de 50X.**



A Tabela 5-2 apresenta a composição química dos refratários. O material 1 é um refratário silício-aluminoso, com Alumina ( $\text{Al}_2\text{O}_3$ ) em torno de 80% (especificação 78 – 81%), e de Sílica ( $\text{SiO}_2$ ) máxima de 22%. Conforme já comentado esse refratário é usualmente utilizado em válvulas superiores de distribuidores. O material 2 por sua vez é um refratário Aluminoso, com Alumina em torno 94%, e com adição de  $\text{Cr}_2\text{O}_3$ , para aumento da permeabilidade. Esse material é utilizado em válvula porosa de panela para injeção de argônio.

**Tabela 5-2: Análise Química Materiais Porosos**

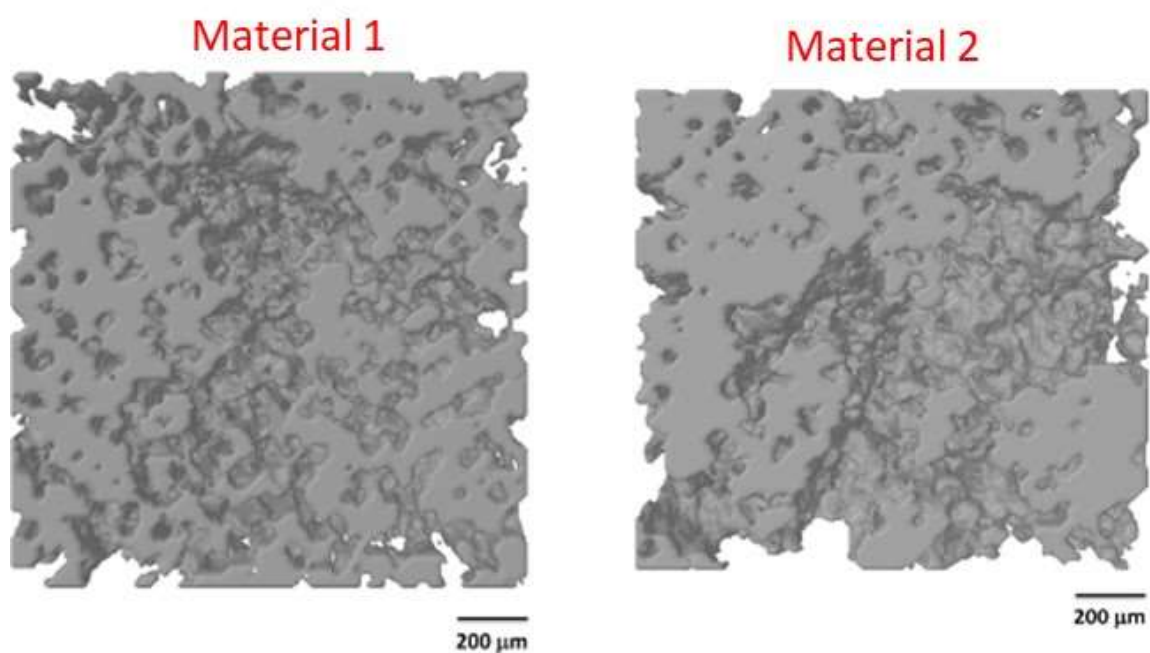
	<b>Material 1 (Silício-Aluminoso)</b>	<b>Material 2 (Aluminoso)</b>
<b>UMIDADE</b>	0,02	0,03
<b>SiO<sub>2</sub></b>	20,38	2,82
<b>TiO<sub>2</sub></b>	0,01	0,02
<b>Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub></b>	78,93	93,77
<b>Cr<sub>2</sub>O<sub>3</sub></b>	0,01	2,71
<b>Fe<sub>2</sub>O<sub>3</sub></b>	0,06	0,07
<b>CaO</b>	0,12	0,10
<b>MgO</b>	0,07	0,29
<b>Na<sub>2</sub>O</b>	0,31	0,16
<b>K<sub>2</sub>O</b>	0,09	0,03
<b>P<sub>2</sub>O<sub>5</sub></b>	0,02	0,02
<b>ZrO<sub>2</sub></b>	0,00	0,01
<b>MnO</b>	-	-

A Tabela 5-3 apresenta as fases observadas nos materiais 1 e 2. Conforme esperado o material 1 (Silício-Aluminoso) apresenta Mulita ( $\text{Al}_2\text{O}_3 \cdot \text{SiO}_2$ ), Coridon ( $\text{Al}_2\text{O}_3$ ) e Anatásio (uma das formas do  $\text{TiO}_2$ ). O material 2 por sua vez tem Corindon ( $\text{Al}_2\text{O}_3$ ) e  $\text{Cr}_2\text{O}_3$  verde em sua estrutura. Ambos os resultados de DRX confirmam os resultados de composição química apresentados na Tabela 5-2.

**Tabela 5-3: DRX Materiais Porosos**

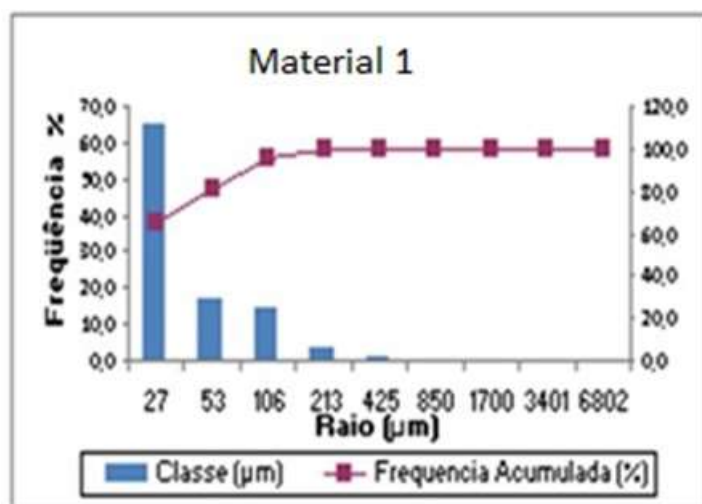
	<b>Material 1</b>	<b>Material 2</b>
<b>DRX</b>	Mulita	Coridon
	Corindon	Cr <sub>2</sub> O <sub>3</sub> verde
	Anatásio	

A Figura 5-2 apresenta imagens 3D dos materiais 1 e 2. Pelas imagens é possível observar mais poros no material 1, apesar deste ter menor permeabilidade (261,5 cD), enquanto a imagem do material 2, com maior permeabilidade (928 cD), tem menos poros. Isso pode ser explicado pelo fato de que as imagens são cortes transversais dos materiais e representam uma condição localizada desses. Apesar disso, o material 2 apresenta uma condição de aglomeração e conexão entre os poros, a qual é aparentemente menor no material 1 (poros menores estão distribuídos e isolados ao longo da estrutura), a qual é confirmada pelos resultados apresentados na Figura 5-3 e discutidos à seguir.

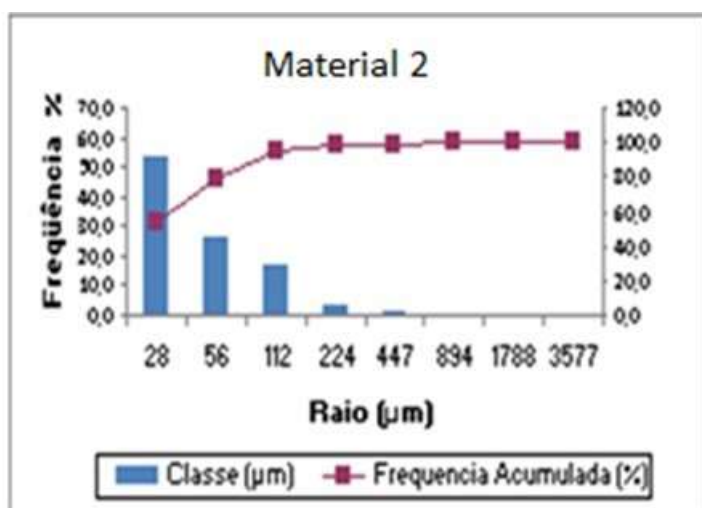


**Figura 5-2: Imagens 3D – Tomógrafo de Raios X LMC UFMG**

Ao avaliar-se os dados apresentados na Figura 5-3 se confirma a condição de concentração de poros com menores dimensões no material 1, por exemplo, 65% dos poros são  $\leq 27 \mu\text{m}$ , 18% entre 27 e  $\leq 55 \mu\text{m}$ ; 12% entre 55 e  $<100 \mu\text{m}$  e 3% entre 100 e  $\leq 200 \mu\text{m}$ . Enquanto o material 2, tem 55% dos poros  $\leq 27 \mu\text{m}$ , 25% entre 27 e  $\leq 55 \mu\text{m}$ ; 18% entre 55 e  $\leq 100 \mu\text{m}$  e 2% entre 100 e  $\leq 200 \mu\text{m}$ , ou seja, o material 2 (mais permeável) tem 45% de seus poros com dimensões  $> 27 \mu\text{m}$  e enquanto o material 1 (menos permeável) tem 35%  $> 27 \mu\text{m}$ . Essa diferença, por sua vez confirma e justifica a maior permeabilidade do Material 2 (928 cD) em relação ao Material 1 (261,5 cD).



(a)



(b)

Figura 5-3: Distribuição de tamanho de poros (a) material 1 e (b) material 2.

As imagens apresentadas na Figura 5-3 são importantes para se avaliar a distribuição de poros do material. Contudo, esse ensaio apresenta os resultados por Frequência (%) e não por quantidade. Nesse sentido é importante avaliar-se a permeabilidade para complementar a análise.

## 5.2. Diâmetro de Bolhas - Modelo Estático e Dinâmico

Filmagens foram realizadas com câmera de alta velocidade à 3600fps, na região do canal de vazamento do modelo físico. Os resultados foram analisados após ter sido definida uma sistemática para medição do tamanho médio das bolhas, bem como de sua validação estatística. Os experimentos confirmaram o efeito do refratário, do fluxo de líquido e da vazão de gás no diâmetro médio das bolhas para fluxo bifásico em canal.

### 5.2.1. Diâmetro de Bolhas - Modelo Estático

As medições relativas às dimensões das bolhas na posição 7cm acima do refratário são apresentadas na Tabela 5-4 para os materiais refratários 1 (261cD, menos permeável) e 2 (928cD, mais permeável).

Tabela 5-4: Diâmetro médio (DM) das bolhas posição acima do refratário para o material 1 e 2

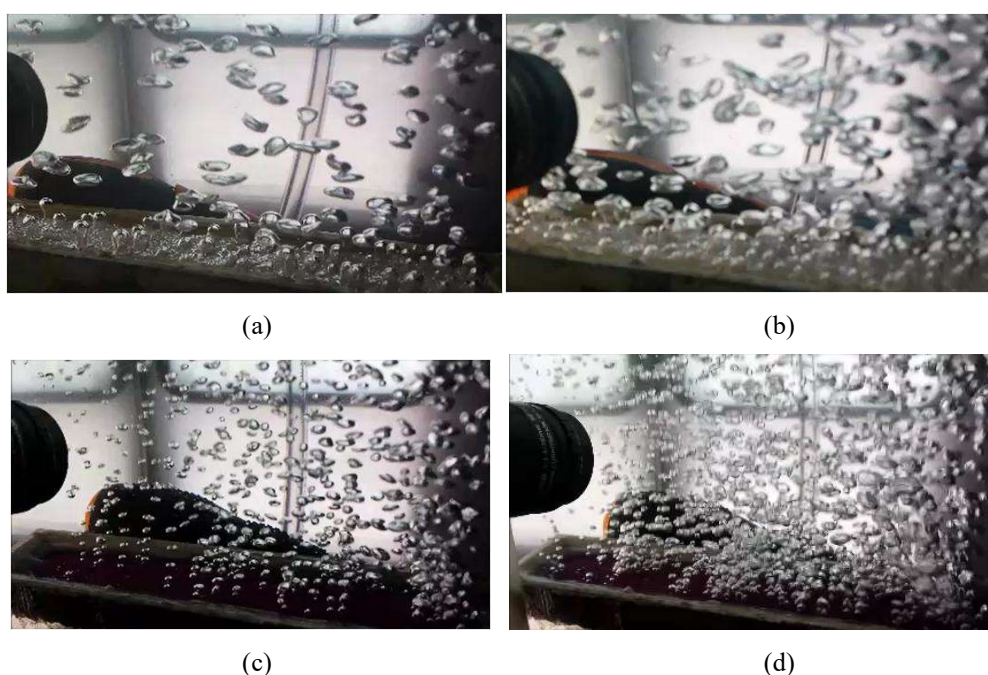
Diâmetro (mm)										
NI/min de ar	Material 1					Material 2				
	Média	Desvio Padrão	Quant. bolhas	Máx.	Mín.	Médio	Desvio Padrão	Quant. bolhas	Máx.	Mín.
1	5,33	0,69	29	7,39	4,13	2,24	0,48	76	3,54	1,24
2	5,00	0,91	34	7,50	3,74	2,34	0,47	112	3,90	1,52
3	4,96	1,07	34	7,33	3,56	2,51	0,54	111	3,79	1,06
4	4,43	0,61	37	6,17	3,48	2,47	0,57	108	4,09	1,26
<b>Média</b>	<b>4,93</b>	<b>0,82</b>	<b>-</b>	<b>7,10</b>	<b>3,73</b>	<b>2,39</b>	<b>0,51</b>	<b>-</b>	<b>3,83</b>	<b>1,27</b>

Para o material 1 (menor permeabilidade) o diâmetro médio (DM) das bolhas é 4,93 mm, enquanto para o material para o material 2 (maior permeabilidade) o DM ficou em 2,39mm. O diâmetro médio das bolhas apresenta um comportamento inversamente proporcional ao da permeabilidade do refratário, ou seja, maior permeabilidade implica em bolhas menores. Vários fatores influenciam a porosidade e a permeabilidade de um material cerâmico, tais como: formato e tamanho dos grãos, empacotamento, força de prensagem e sinterização.

Conforme se pode observar o valor de DM das bolhas do material 1 (menor permeabilidade) apresenta uma redução com o aumento da vazão. A menor permeabilidade do refratário acarreta

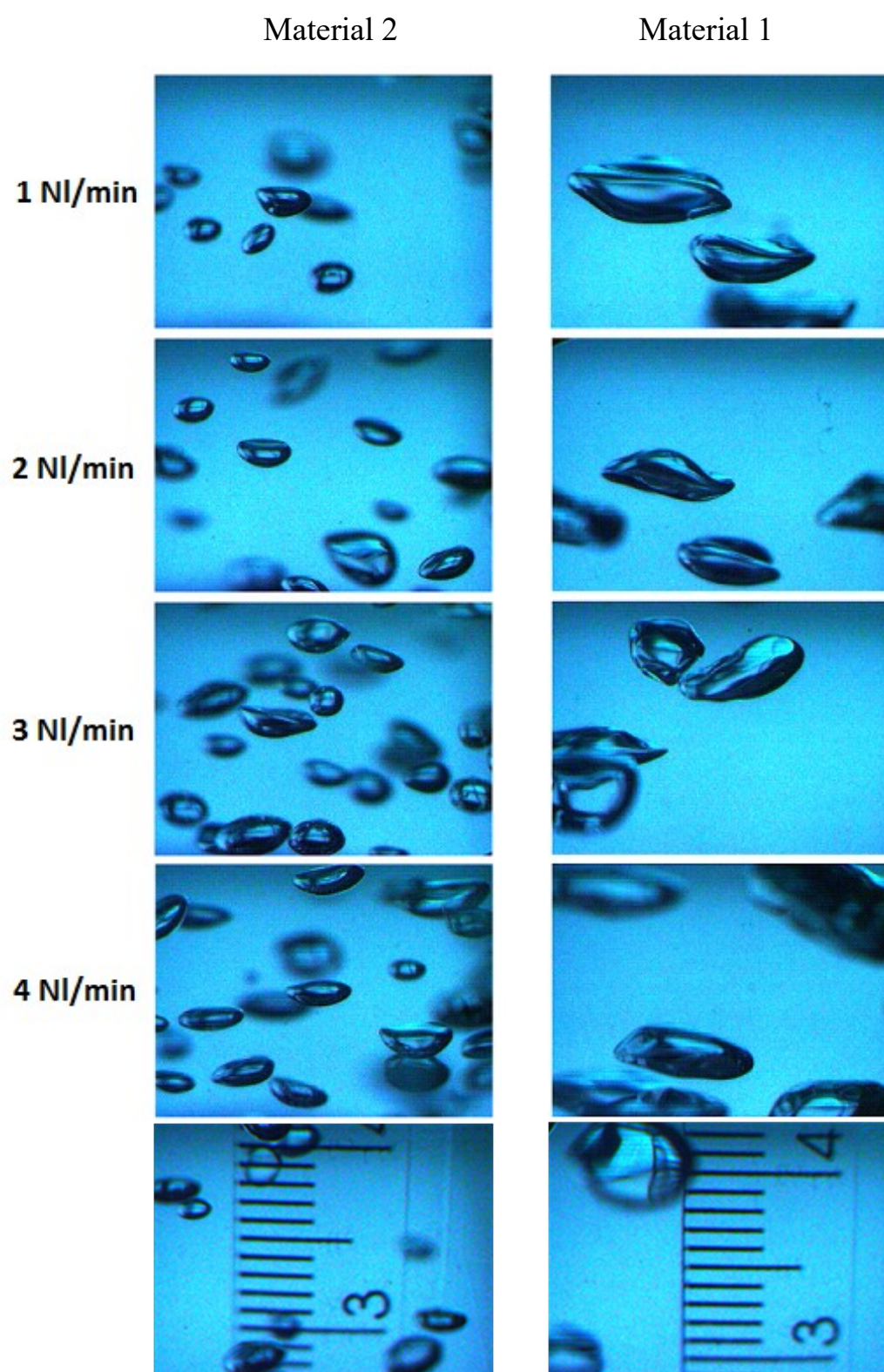
em posições de nucleação fixas no refratário (ver Figura 5-4 e Figura 5-5, a e b). Nesta condição o aumento da vazão implica em uma elevação da pressão o que por sua vez acarreta na liberação das bolhas com DM menores. Liu e Thomas (2014) e Lee *et al.* (2009) comentam que para o gás ser liberado da interface refratário/líquido para dentro da massa líquida, é necessária uma elevação de pressão para se vencer a força de tensão superficial, a fim de se aumentar a curvatura, formar, e por fim liberar as bolhas. Este fenômeno somado ao fato de as bolhas estarem distantes umas das outras acarreta na redução do tamanho médio das bolhas com o aumento da vazão de gás.

Já para o material 2 (maior permeabilidade) tem-se um suave aumento do diâmetro médio das bolhas com aumento da vazão de ar. Isto pode ser explicado pelo aumento dos pontos de nucleação das bolhas na superfície do refratário e a consequente coalescência destas (união de bolhas) após seu desprendimento da superfície durante sua ascensão (Figura 5-4, c e d). O fenômeno de ruptura e coalescência é discutido por Banderas *et al.* (2005).



**Figura 5-4: Filmagem sobre o modelo físico estático; material 1 com 1NL/min (a) e 4NL/min (b), e material 2 com 1NL/min (c) e 4NL/min (d).**





**Figura 5-5: Imagem de bolhas liberadas no material 1 e 2 nas vazões de 1, 2, 3 e 4 NI/min e respectivas escalas, filmagem realizada na posição 2 (7cm acima do refratário).**

### 5.2.2. Diâmetro de Bolhas - Modelo Dinâmico

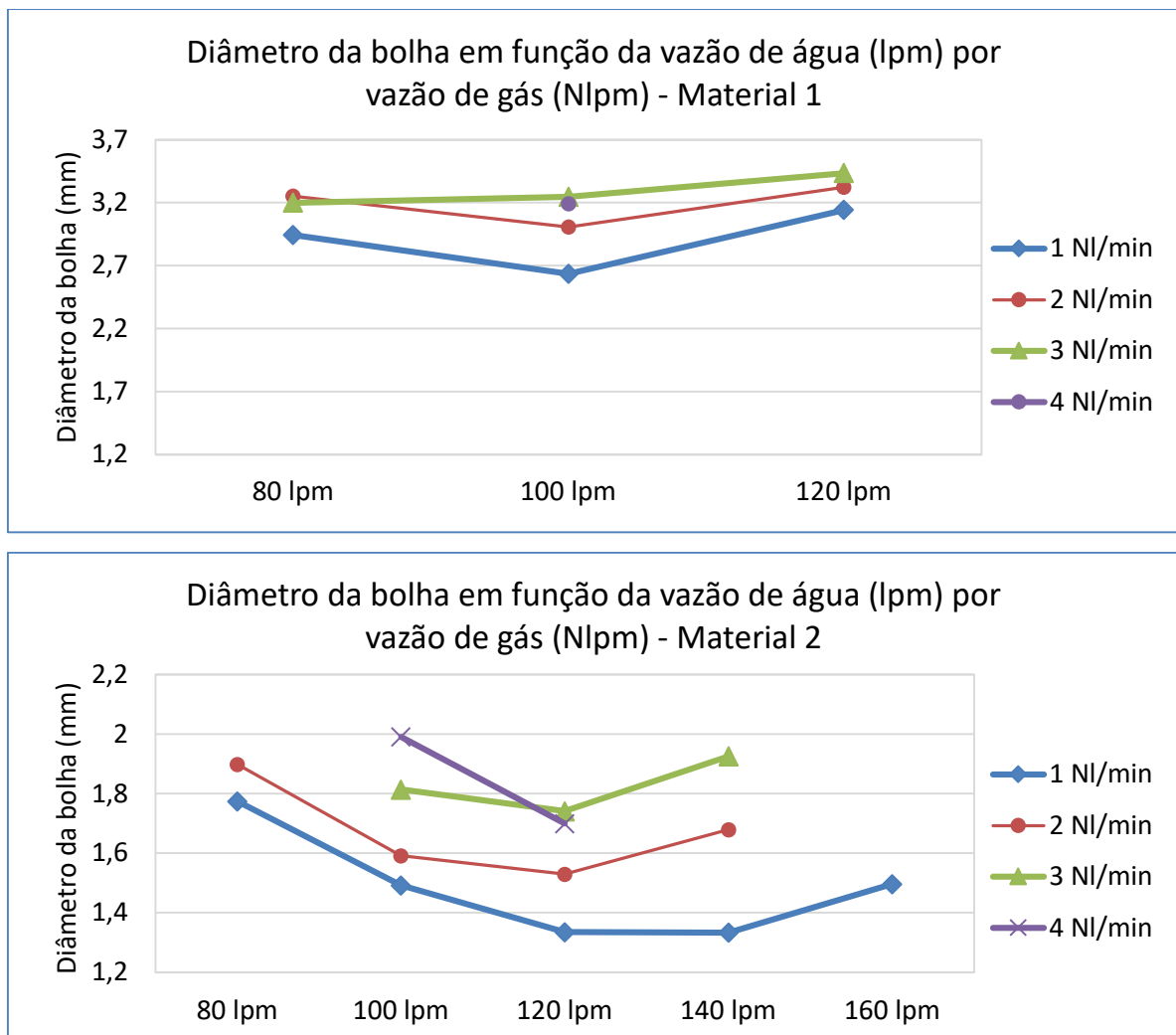
A Tabela 5-5 apresenta os diâmetros médios das bolhas e o desvio padrão para a posição de observação no tubo (30cm abaixo do refratário) materiais refratários 1 (permeabilidade 261 cD) e 2 (permeabilidade 928 cD). Os campos não preenchidos representam condições onde as imagens não apresentaram nitidez adequada ou havia muita interferência, por exemplo, excesso de bolhas.

**Tabela 5-5: Tamanho médio das bolhas (mm) em função da vazão de água l/min e vazão de gás NI/min na posição de observação tubo – refratários 1 e 2.**

Material	Vazão		Diâmetro (mm)							
			Média	Desvio Padrão	Média	Desvio Padrão	Média	Desvio Padrão	Média	Desvio Padrão
	Ar		1 NI/min		2 NI/min		3 NI/min		4 NI/min	
1	Água (lpm)	80	2,942	0,962	3,252	0,899	3,201	0,770	-	-
		100	2,635	0,672	3,008	0,833	3,248	0,723	3,191	0,910
		120	3,142	0,951	3,323	0,862	3,436	0,837	-	-
	Ar		1 NI/min		2 NI/min		3 NI/min		4 NI/min	
2	Água (lpm)	80	1,775	0,567	1,898	0,418	-	-	-	-
		100	1,493	0,648	1,592	0,526	1,814	0,452	1,991	0,354
		120	1,335	0,521	1,530	0,494	1,742	0,427	1,700	0,548
		140	1,334	0,467	1,679	0,568	1,926	0,584	-	-

(\*) O número de bolhas medidas varia de 62 a 81 para cada condição.

Para o material 2 (permeabilidade 928 cD) com vazão de gás fixa se observa uma tendência de redução do diâmetro médio (DM) das bolhas para vazões de água de 80 a 120 L/min, já a partir de 140L/min tem-se novamente a elevação do DM (Figura 5-6). Ao avaliar-se o material 1 (permeabilidade 261 cD) é possível observar um comportamento similar com a inflexão ocorrendo para uma vazão de água de 100 L/min, contudo com menor variação do valor de DM (Tabela 5-5). Conforme discutido por Banderas *et al.* (2005), para baixas vazões da fase líquida tem-se o efeito do arraste na redução do tamanho médio das bolhas, enquanto que para vazões maiores (número de Reynolds maiores) o efeito de coalescência nas bolhas se torna mais significativo que o de desintegração (ruptura), efeito este observado para ambos os materiais.



**Figura 5-6: Diâmetro médio das bolhas em função da vazão de água por vazão de gás material 1 e 2.**

Ao comparar-se uma mesma condição de vazão de água com a elevação da vazão do gás têm-se um aumento do tamanho médio de bolha (DM) em ambos os materiais (Tabela 5-5 e Figura 5-6). Conforme discutido anteriormente com aumento da vazão tem-se o efeito de coalescência sobrepondo-se ao efeito de ruptura das bolhas. Isto por sua vez explica o aumento do valor de DM das bolhas com aumento da vazão de ar na condição dinâmica, fenômeno discutido por Banderas *et al.* (2005).

Conforme discutido por Santos *et al.* (2013) o diâmetro das bolhas influencia a condição do fluxo no molde de lingotamento contínuo, por exemplo, com diâmetro maiores de bolhas tem-se a modificação do fluxo no molde, desvio do fluxo da fase contínua em direção a superfície do molde (reduzindo ou até mesmo eliminando a formação do duplo rolo) e consequentemente o aumento da turbulência na superfície. Este aumento de turbulência por sua vez pode acarretar na elevação dos defeitos no produto. Isto por sua vez demonstra que o diâmetro da bolha no



molde, e os mecanismos que determinam o tamanho, a ruptura e a coalescência das bolhas, é fator crítico na determinação do comportamento da fase gasosa no molde, conforme discutido também por Banderas *et al.* (2005).

Avaliando-se os valores de DM obtidos no modelo dinâmico para a condição de vazão de água de 80L/min com os resultados do modelo estático (Tabela 5-6) têm-se uma redução média de 41% e 23% para os materiais 1 e 2, respectivamente. O efeito do arraste do fluido no tamanho das bolhas é discutido por Suzuki *et al.* (2003) e Thomas *et al.* (1997). Outro ponto é o efeito da permeabilidade do refratário sobre o valor de DM das bolhas, confirmado pelos resultados do modelo físico estático e dinâmico, ou seja, maior permeabilidade menor DM e vice-versa.

**Tabela 5-6: Tamanho médio das bolhas (mm) em função da vazão de água L/min e vazão de gás NI/min. Posição de observação Tubo – Materiais Refratários 1 e 2**

DM	Material 1			Material 2		
Condição	Estático	Dinâmico Vazão água	Diferença %	Estático	Dinâmico Vazão água	Diferença %
Vazão de ar NI/min		100 L/min			100 L/min	
1	5,33	2,64	51%	2,24	1,49	33%
2	5,00	3,01	40%	2,34	1,59	32%
3	4,96	3,25	35%	2,51	1,81	28%
4	4,43	3,19	28%	2,47	1,99	19%
DM Médio	4,93	2,91	38%	2,39	1,84	28%

O comportamento de redução do valor de DM observado no modelo estático com o aumento da vazão de gás para material 1 não influencia o DM em modelo dinâmico. Este efeito é discutido por Lee *et al.* (2009), Suzuki *et al.* (2003) e LIU *et al.* (2014).

### 5.2.3. Avaliação Estatística – Modelo Dinâmico

A Tabela 5-7 apresenta os resultados dos testes de hipótese realizados comparando os diâmetros da população de bolhas nas vazões de 1 e 4NI/min de ar para os materiais 1 e 2 com vazões de 100 e 120 de água na posição tubo. A hipótese considerada foi a de que o diâmetro médio das bolhas para uma vazão de gás de 1NI/min é menor do que para a vazão de 4NI/min

com intervalo de confiança de 95%. Para todas as condições avaliadas a hipótese proposta foi confirmada (Valor- $p < 0,05$ ). O valor observado para Material 1 com 100L/min de água, DM 1NL/min < DM 4NL/min, foi valor- $p < 0.006$ . Este resultado é justificado pelo fato de que as médias estão próximas e o desvio se sobrepõem parcialmente. Entretanto, vale mencionar que para o teste não ser conclusivo o valor- $p$  deveria ser  $\geq 0,05$  (5%), ou seja, a probabilidade da afirmativa em questão não ser verdadeira é inferior a 1%.

Conforme discutido no item 3.3 a vazão de gás é um item determinante do tamanho médio das bolhas sendo o mecanismo de ruptura e coalescência responsável por esta diferença (BANDERAS *et al.*, 2005).

**Tabela 5-7: Teste de hipótese comparando tamanho de bolha em condições diferentes para um mesmo material no modelo dinâmico.**

Material	Vazão de água	Hipótese	Valor-p	Avaliação da hipótese
2	100	Diâmetro médio para vazão 1NL/min < diâmetro médio para vazão 4NL/min	< 0,001	Verdadeira
	120	Diâmetro médio para vazão 1NL/min < diâmetro médio para vazão 4NL/min	< 0,001	Verdadeira
1	100	Diâmetro médio para vazão 1NL/min < diâmetro médio para vazão 4NL/min	0,006	Verdadeira
	120	Diâmetro médio para vazão 1NL/min < diâmetro médio para vazão 4NL/min	< 0,001	Verdadeira

Outro ponto verificado foi à diferença entre os materiais refratários. A Tabela 5-8 apresenta os resultados do teste de hipótese comparando o diâmetro médio das bolhas dos dois materiais para mesma condição de vazão de água e gás com intervalo de confiança de 95%. Nos testes avaliou-se a hipótese de que o diâmetro médio das bolhas utilizando Material 2 (maior permeabilidade) é menor do que o diâmetro médio das bolhas produzidas com o Material 1 (menor permeabilidade). As condições avaliadas são para a posição tubo modelo dinâmico. Todos os resultados confirmam o efeito do material no diâmetro médio das bolhas.

**Tabela 5-8: Teste de hipótese comparando tamanho de bolha de materiais diferentes nas mesmas condições no modelo dinâmico**

Vazão de água (L/min)	Vazão do gás (NL/min)	Hipótese para diâmetro médio da bolha	Valor-p	Avaliação da hipótese
80	1	Material 2 <Material 1	< 0,001	Verdadeira
100	1	Material 2 <Material 1	< 0,001	Verdadeira
100	4	Material 2 <Material 1	< 0,001	Verdadeira
120	1	Material 2 <Material 1	<0,001	Verdadeira
120	4	Material 2 <Material 1	< 0,001	Verdadeira

A condição de vazão de água não foi avaliada, pois conforme discutido anteriormente tem-se uma inversão do fenômeno de ruptura e coalescência de bolhas em função da turbulência (Figura 5-6).

Os valores médios de diâmetro (DM) das bolhas são afetados pela condição dinâmica (vazão de água em canal). A redução média do valor de DM para condição dinâmica foi de 41% e 23% para os materiais 1 e 2 ( $DM_1 > DM_2$ ), respectivamente. O efeito do arraste do fluido no tamanho das bolhas é discutido por Suzuki *et al.* (2003) e Thomas *et al.* (1997).

Para fluxo bifásico em canal, sendo água a fase contínua e ar a fase dispersa, a condição predominante (ruptura ou coalescência) é dependente da vazão da fase contínua. Ao se elevar a vazão da fase contínua (80 até 120 L/min de água) o mecanismo predominante é de ruptura (aumento vazão implica em redução dos valores de DM). Contudo, aumentando-se ainda mais a vazão (>120L/min) o mecanismo de coalescência passa a ser o predominante (aumento da vazão ->aumento do DM). Este resultado confirma o fenômeno de coalescência e ruptura das bolhas em fluxo bifásico água/ gás discutido por Banderas *et al.* (2005).

O efeito do material (permeabilidade) sobre os valores de DM das bolhas é inverso, ou seja, maior permeabilidade implica em menor valor de DM, o que confirma o efeito do refratário no valor de DM das bolhas. Outro ponto que se pode concluir é que o refratário é significativo para a determinação do DM das bolhas no canal, apesar do efeito do fluxo líquido na ruptura e coalescência das bolhas (Tabela 5-8).

O aumento da fração da fase dispersa favorece a coalescência das bolhas, ou seja, a elevação da vazão de ar implica em aumento do valor de DM das bolhas no canal, conforme demonstrado (Tabela 5-7).

O comportamento de redução do valor de DM observado no modelo estático com o aumento da vazão de gás para material 1 não foi notado para o material 2, para o qual predominou a coalescência das bolhas. Com base nestes resultados pode-se dizer que este comportamento seria irrelevante para modelo dinâmico (fluxo bifásico em canal). Esse fenômeno foi discutido por Lee *et al.* (2009), Suzuki *et al.* (2003) e Liu *et al.* (2014).

### **5.3. Modelo Matemático – Forças de Arraste e Não Arraste**

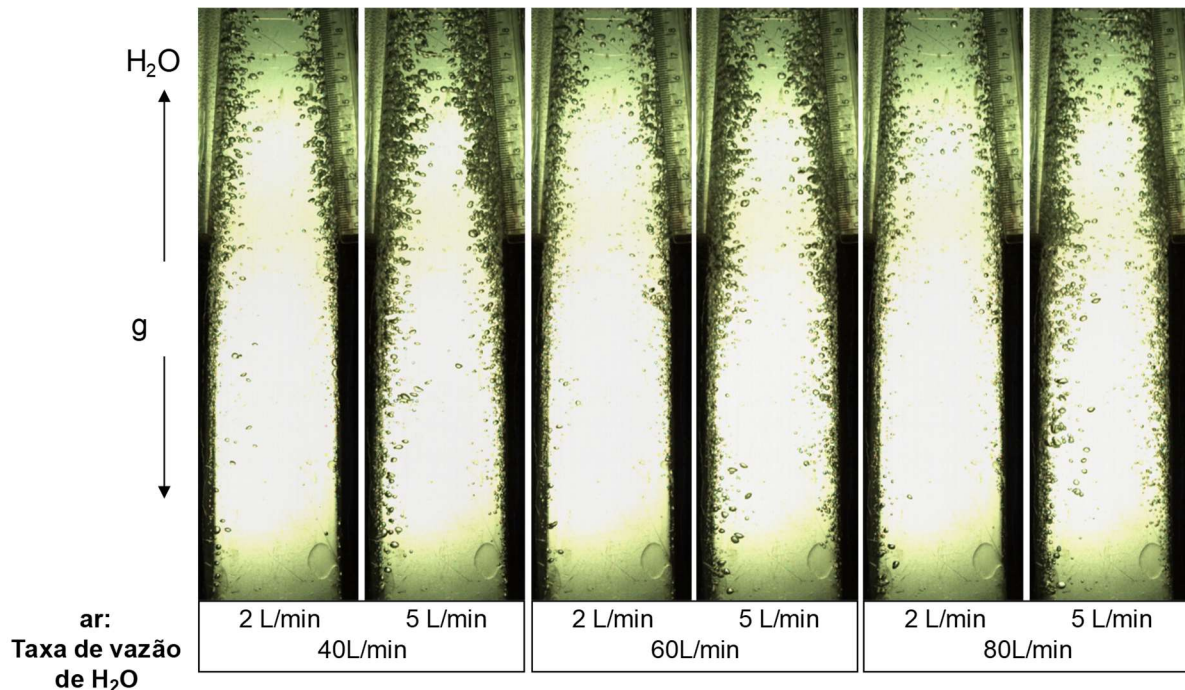
Foi realizado um estudo comparativo, de forma a determinar o papel relativo das várias forças, de arraste e não arraste, sobre a distribuição espacial de bolhas no canal de vazamento. Parte dos resultados, obtidos por meio de modelagem física e matemática, foi apresentada na sessão técnica de Lingotamento Contínuo da Conferência Internacional AISTECH 2019, May 1029, Pittsburgh, PA, USA, e é apresentada a seguir.

Neste estudo ar foi injetado através de placas refratárias porosas dispostas em um canal de água simulando o sistema de refratários, o qual é descrito nas Figura 4-11 e Figura 4-12. A gravação foi feita com uma câmera de alta velocidade (1000 quadros/segundo) para avaliar a distribuição de gás.

#### **5.3.1. Comparação dos resultados do modelo matemático e físico**

Os modelos físicos permitem a caracterização do comportamento do gás injetado pelo refratário ao ser arrastado pelo fluxo de água. A observação destas condições para diferentes vazões de ar e fluxo de água são fundamentais para o ajuste do modelo matemático (PEIXOTO *et al.* (2018) e DÍAZ *et al.* (2008)). Para melhor calibração do modelo matemático, optou-se pela condição de gravidade inversa ao fluxo da fase líquida. Conforme pode-se observar na Figura 5-7 o aumento do fluxo de água, 40, 60 e 80 l/min, desloca a concentração do gás para próximo da região da parede do modelo e reduz a sua concentração na região central. Fenômeno

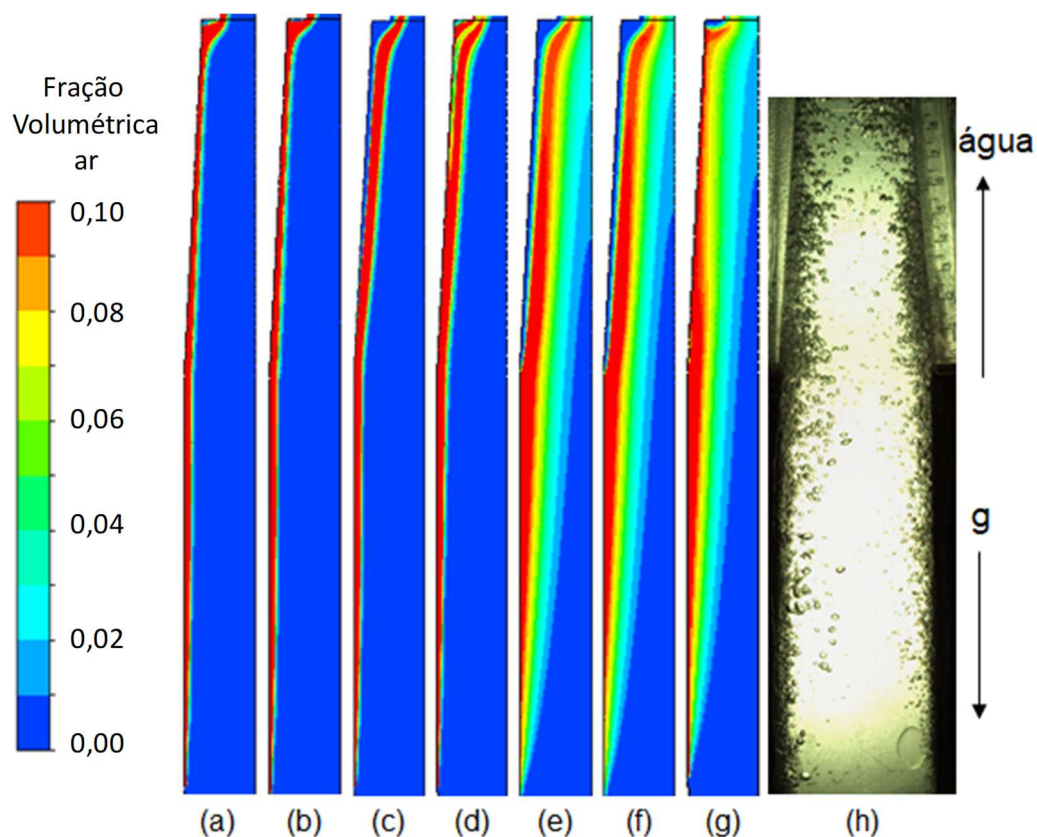
contrário é observado para a elevação da vazão de gás, de 2 para 5 Nl/min, onde o aumento de sua vazão acarreta na elevação da sua penetração nas regiões centrais do modelo. Mesmo com gravidade contrária ao fluxo observou-se que para as vazões de água utilizadas o gás é sempre arrastado pela fase líquida.



**Figura 5-7: Distribuição de gás no canal com fluxo ascendente de líquido em função do fluxo de gás e líquido: g - aceleração da gravidade.**

A Figura 5-8 apresenta imagens da região de injeção e da saída do modelo obtidas via simulação matemática para diferentes combinações das forças de arraste e de não arraste. A força de arraste foi considerada em todos os casos, devido a sua importância no fluxo viscoso. Para a condição de vazão de ar com 5 Nl/min e água de 80 L/min, e diâmetro de bolha= 2 mm o modelo foi simulado com vários ajustes das forças de arraste e não arraste: Grace -1: CVMF= 0,5 e 0,25; WLF=modelo de Frank e TDF=modelo baseado na média de Frave da força de arraste (Ansys 17.1 Setup). A condição com Grace e CVMF=0,5, apresentada na Figura 5-8 a e b, não apresentou deslocamento do fluxo do gás na direção central (fluxo concentrado na proximidade da parede) em comparação com o modelo físico (Figura 5-8 – h). Já para a condição WLF, Figura 5-8 (c), (e) e (f), vê-se que apenas os resultados de (e) e (f), com uso de TDF, apresentam resultados satisfatórios de penetração da fração gasosa em direção ao centro. Ao utilizar-se a força de elevação (*lift force*), Figura 5-8 (d), é possível observar duas regiões de concentração do fluxo de ar, o que não é visto no modelo físico (Figura 5-8 h).

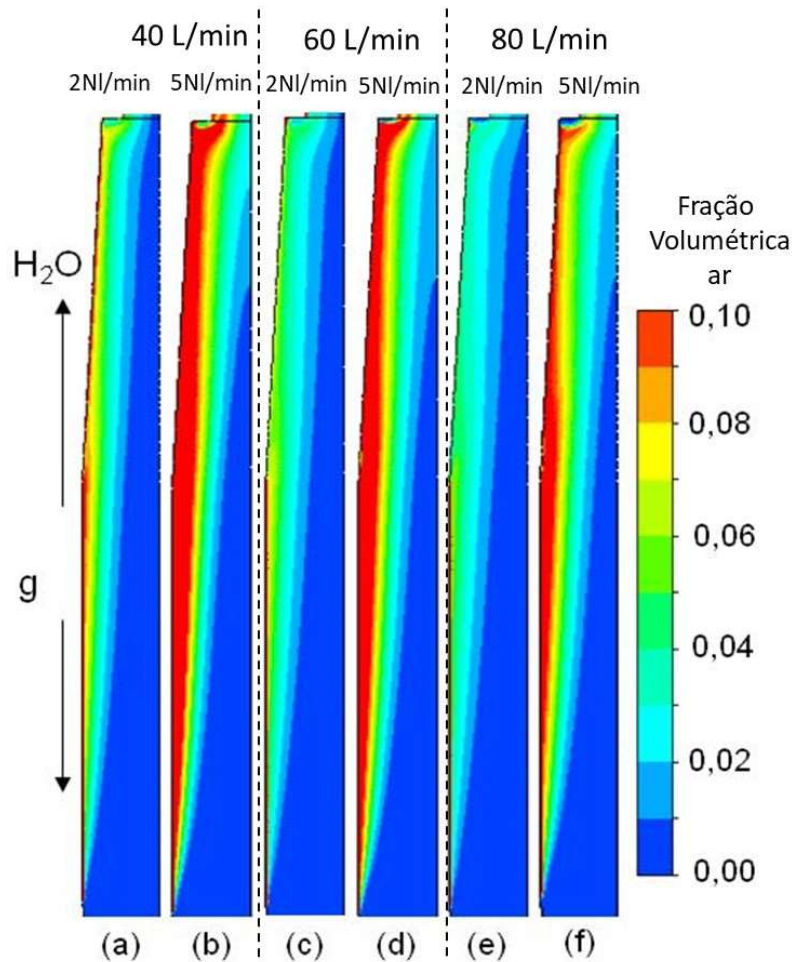
Entre as imagens Figura 5-8 (c), (e) e (f) a condição que melhor se aproxima do modelo físico, afastamento do gás da parede com baixa concentração na região central, é a representada pela Figura 5-8 (f) com uso de  $CVMF = 0,25$  (ver tons de azul claro após a região de injeção de gás). Contudo, o uso do WLF (Figura 5-8 - f) gera um deslocamento da concentração de gás (tons vermelho alaranjados) que não é observado no modelo físico (maior concentração de gás próximo a parede). Por fim a melhor representação matemática do modelo físico foi obtida para a condição com uso de Grace,  $CVMF=0,25$  e TDF, sem uso de WLF (Figura 5-8 - g).



**Figura 5-8: Distribuição de gás no canal em função das combinações de forças interfásicas: (a) somente força de arraste dado por Grace; (b) Grace + força de massa virtual  $CVMF=0,5$ ; (c) Grace +  $CVMF=0,5$  + força de lubrificação da parede  $WLF = Frank$ ; (d) Grace +  $CVMF=0,5$  +  $WLF$  + Força de Sustentação (e) Grace +  $CVMF=0,5$  +  $WLF$  + força de dispersão turbulenta TDF; (f) Grace +  $CVMF=0,25$  +  $WLF$  + TDF; (g) Grace +  $CVMF=0,25$  + TDF; (h) Modelo físico. Vazão de líquido= 80 L/min; Vazão de gás= 5 L/min. VF = fração volumétrica.**

O modelo matemático foi executado com setup de  $Grace=-1$ ,  $CVMF=0,25$  e TDF, para as condições de vazão de ar de 2 e 5 NL/min e de fluxo de água de 40, 60 e 80 L/min, e os resultados obtidos, ver Figura 5-9, se assemelham as imagens obtidas para as mesmas condições no

modelo físico apresentadas na Figura 5-7. O aumento da vazão de gás de 2 para 5 NI/min, Figura 5-9 (a) e (b), (c) e (d), (e) e (f), implica em elevação da concentração da fração volumétrica na região central. Enquanto que o aumento da vazão de água de 40 L/min para 60 L/min e para 80 L/min apresentam uma redução da fração volumétrica na região central, tanto para 2NI/min, quanto para 5 NI/min.

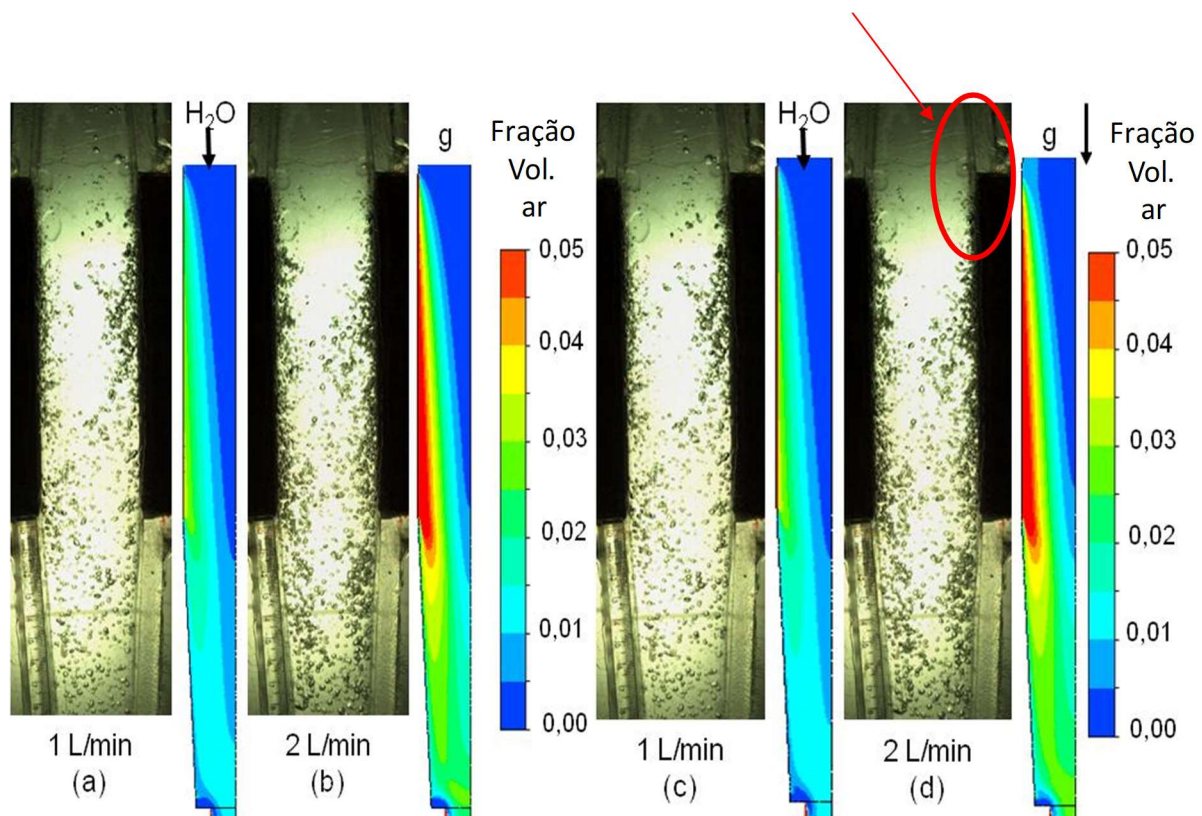


**Figura 5-9: Distribuição de gás no canal em função da vazão: (a) água = 40 L/min e ar = 2 L/min; (b) água = 40 L/min e ar = 5 L/min; (c) água = 60 L/min e ar = 2 L/min; (d) água = 60 L/min e ar = 5 L/min; (e) água = 80 L/min e ar = 2 L/min; (f) água = 80 L/min e ar = 5 L/min. Combinações de forças interfásicas = Grace + CVMF=0,25 + TDF. VF = fração volumétrica.**

Figura 5-10 (a – b) e (c – d) apresentam as imagens da distribuição de gás, modelo físico e matemático, com vazão de gás de 1 e 2 NL/min e fluxo de água de 110 L/min com a gravidade no sentido do fluxo de água. Esta condição é similar às condições de lingotamento considerando-se os diâmetros de entrada e saída do modelo físico. O setup de força de arraste e não arraste utilizado para o modelo matemático foi a condição otimizada mencionada



anteriormente. O modelo matemático foi ajustado com bolha fixa de 2 mm, imagens Figura 5-10 (a - b), e com MUSIG diâmetro mínimo de 0,6mm e máximo de 3,2 mm, Figura 5-10 (c - d). As distribuições de gás dos dois modelos são similares. Contudo, o uso da função MUSIG permite que o modelo represente melhor a distribuição volumétrica de ar, por exemplo, para a condição de 2NL/min entrada de água do sistema é possível observar a existência de fração de gases (topo da imagem), Figura 5-10 (d), que não é observada para a mesma condição com bolha fixa. Com isto comprova-se que o modelo MUSIG ajustado com as forças de arraste e não arraste podem representar o sistema água-ar com exatidão.



**Figura 5-10: Comparação entre modelo físico e simulação matemática usando diâmetro fixo (a - b) e MUSIG (c - d) da distribuição de gás no canal com fluxo descendente em função do fluxo de gás: (a - c) 1 NL/min; (b - d) 2 NL/min. Força de arraste dada por Grace + CVMF igual a  $0,25 + TDF$ . Vazão de líquido: 110 L/min e resultados por fração volumétrica; g é a aceleração da gravidade.**

#### 5.4. Modelo Matemático – Lingotamento Contínuo de Placas

Prever a distribuição de fluxo considerando o fenômeno de ruptura e coalescimento de bolhas requer esforço computacional adicional, além de trabalhos específicos de validação. O Modelo

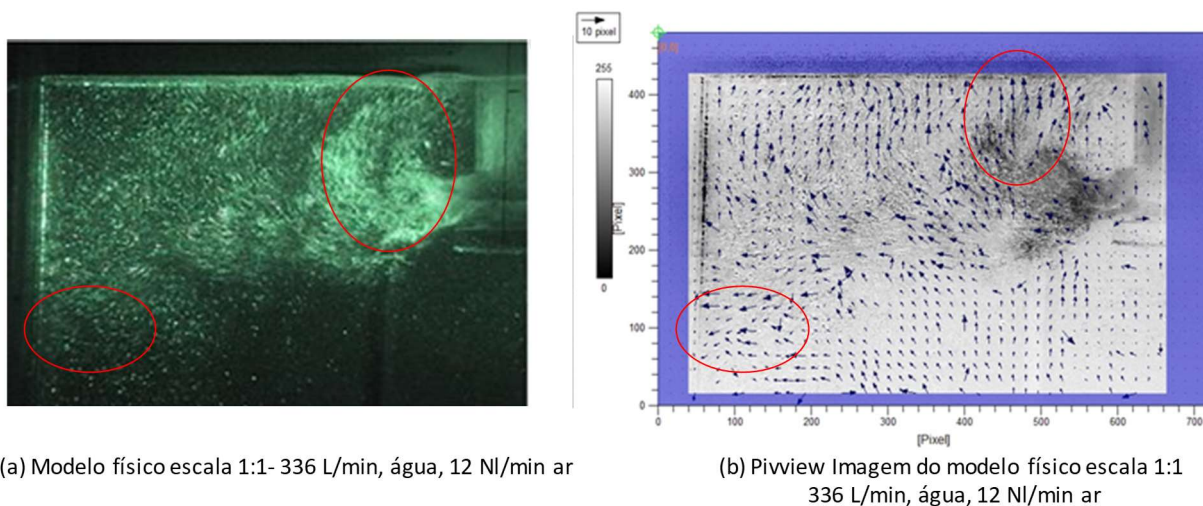


MUSIG, já presente no CFX permite inferir a distribuição de tamanhos partir de condições operacionais (vazão de gás e líquido, geometria do canal e distribuição de entrada).

Novo modelo matemático com dimensões similares ao modelo físico em água utilizado por Santos *et al.* (2013) foi elaborado para se avaliar a população de bolhas polidispersas em sistema água-ar utilizando-se as distribuições de bolhas, Refratário 1 e 2, descritas como MUSIG 1 e 2, a partir deste ponto, e as configurações das forças de arraste e não arraste determinadas anteriormente (Grace igual a -1, CVMF igual a 0,25, e TDF) foram utilizadas. O modelo matemático foi desenvolvido com duas faces de simetria, a fim de economizar esforços computacionais, e os resultados foram comparados com a distribuição de gás em um modelo físico água-ar apresentado por Santos *et al.* (2013). Inicialmente o efeito do uso de bolha fixa e da função MUSIG foi comparado e por fim a função MUSIG (Grupo Múltiplo de Tamanho) foi adotada para determinar o processo de quebra e coalescência de bolhas (Ansys CFX). As simulações foram então estendidas para descrever o fluxo real de aço-argônio, considerando um fator de expansão térmica para bolhas de argônio MUSIG 1 e 2. Os resultados obtidos por modelagem matemática permitem discutir as consequências da distribuição de gás no campo de fluxo e sobre os aspectos metalúrgicos do processo.

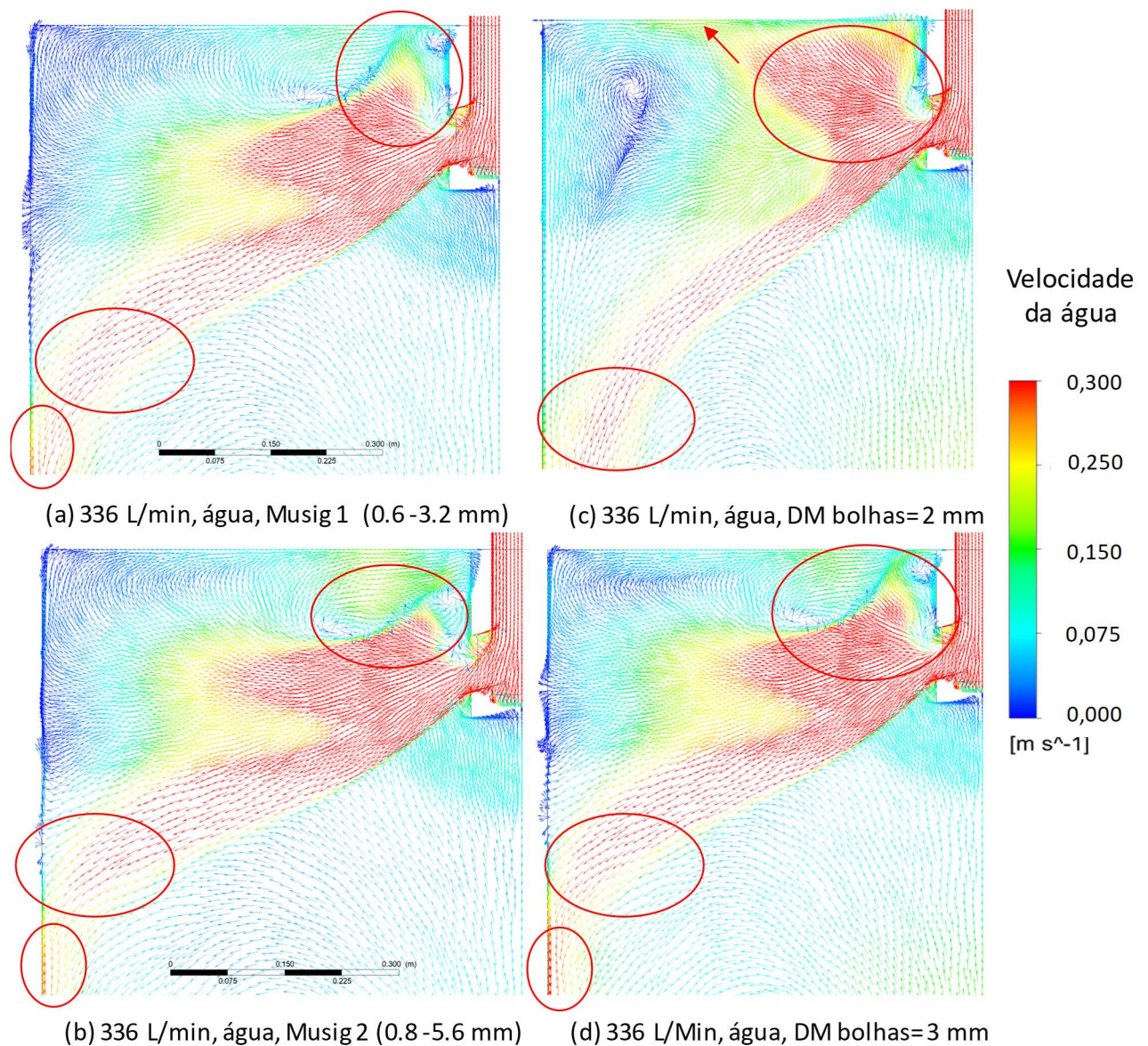
#### **5.4.1. Comparação dos resultados do modelo físico com matemático: Água-Ar**

No modelo físico, Figura 5-11 (a) e (b), 336 L/min e 12 NL/min, é possível notar um fluxo ascendente próximo a saída da válvula submersa, que se dispersa em direções opostas ao atingir o menisco, sendo que o fluxo em direção a válvula é de baixa intensidade. Quanto ao fluxo descendente, observa-se um desvio do fluxo em direção à face estreita do molde. Esse deslocamento do fluxo no molde é função da dissociação da segunda fase (ar) em relação a fase líquida (água) e do efeito do empuxo do ar (SANTOS *et al.*, 2013), bem como das forças de arraste e não arraste discutidas anteriormente.



**Figura 5-11: Velocidade do fluido, com 12 NI/min de ar para 336 L/min de água: (a) modelo físico meia vista e (b) imagem gerada por Pivview (SANTOS *et al.*, 2013)**

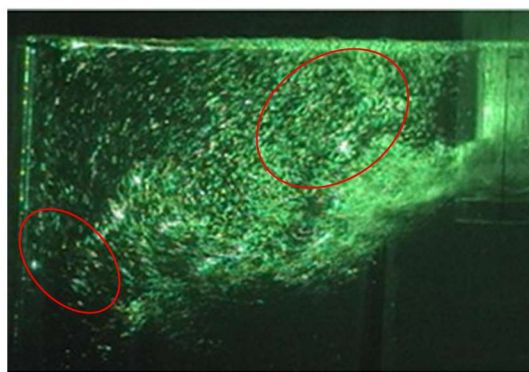
Ao comparar-se Figura 5-11 com os resultados apresentados na Figura 5-12 com bolha fixa, (c) e (d), e MUSIG (a) e (b), têm-se que a configuração MUSIG apresenta melhores resultados quando comparada ao modelo físico. Por exemplo, para as condições MUSIG observa-se que o fluxo ascendente próximo a SEN não causa deslocamento do fluxo do menisco na direção da parede estreita do molde, e o fluxo descendente sobre um deslocamento em direção a parede do molde similar ao observado no modelo físico. Entretanto, para a condição de bolha fixa igual a 2 mm (Figura 5-12 - c) tem-se um forte fluxo ascendente próximo a SEN com inversão da direção do fluxo do menisco; além disso, o fluxo descendente não é desviado para a parede do molde. Já para bolha fixa de 3 mm ((Figura 5-12 -d), embora esse apresente comportamento semelhante ao MUSIG 1 (0,6-3,2 mm) nas proximidades da válvula submersa (SEN) e ocorra o desvio do fluxo descendente em direção ao molde, as velocidades na face estreita do molde são maiores que das condições de (a) e (b) (tons vermelhos na face estreita do molde), o que pode acarretar em duplo rolo inferior com velocidades superiores. Outro efeito mais intenso nas condições com bolha fixa é a formação de redemoinhos. Este efeito pode ser explicado pela maior intensidade do empuxo e das forças de arraste e não arraste sobre as bolhas de tamanho fixo. Para a condição MUSIG tem-se uma distribuição de bolhas que variam de tamanho devido ao efeito da ruptura e da coalescência das bolhas em seu tamanho e consequente redução da intensidade das forças em bolhas menores.



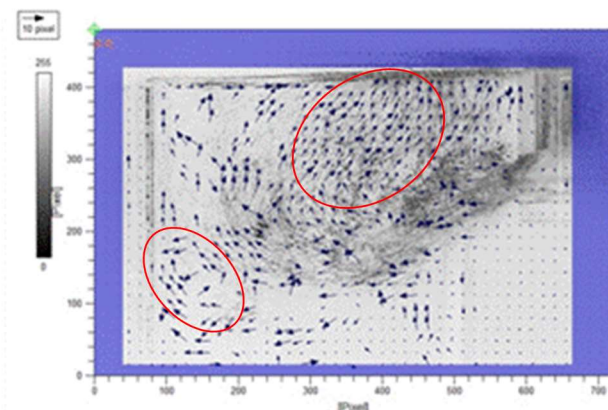
**Figura 5-12: Perfis de velocidade da água com vazão de 336 L/min e 12 NI/min de ar: modelo matemático, MUSIG 1 = 0,6-3,2 mm (a), MUSIG 2 = 0,8-5,6 mm (b), Bolha = 2 mm (c) e Bolha = 3 mm (d).**

A mudança da vazão de água de 336 L/min para 400 L/min aumenta a dispersão da fase não contínua (ar) no molde e possibilita a formação do duplo rolo superior com o aumento da velocidade de menisco conforme pode ser observado na Figura 5-13 (a) e (b).





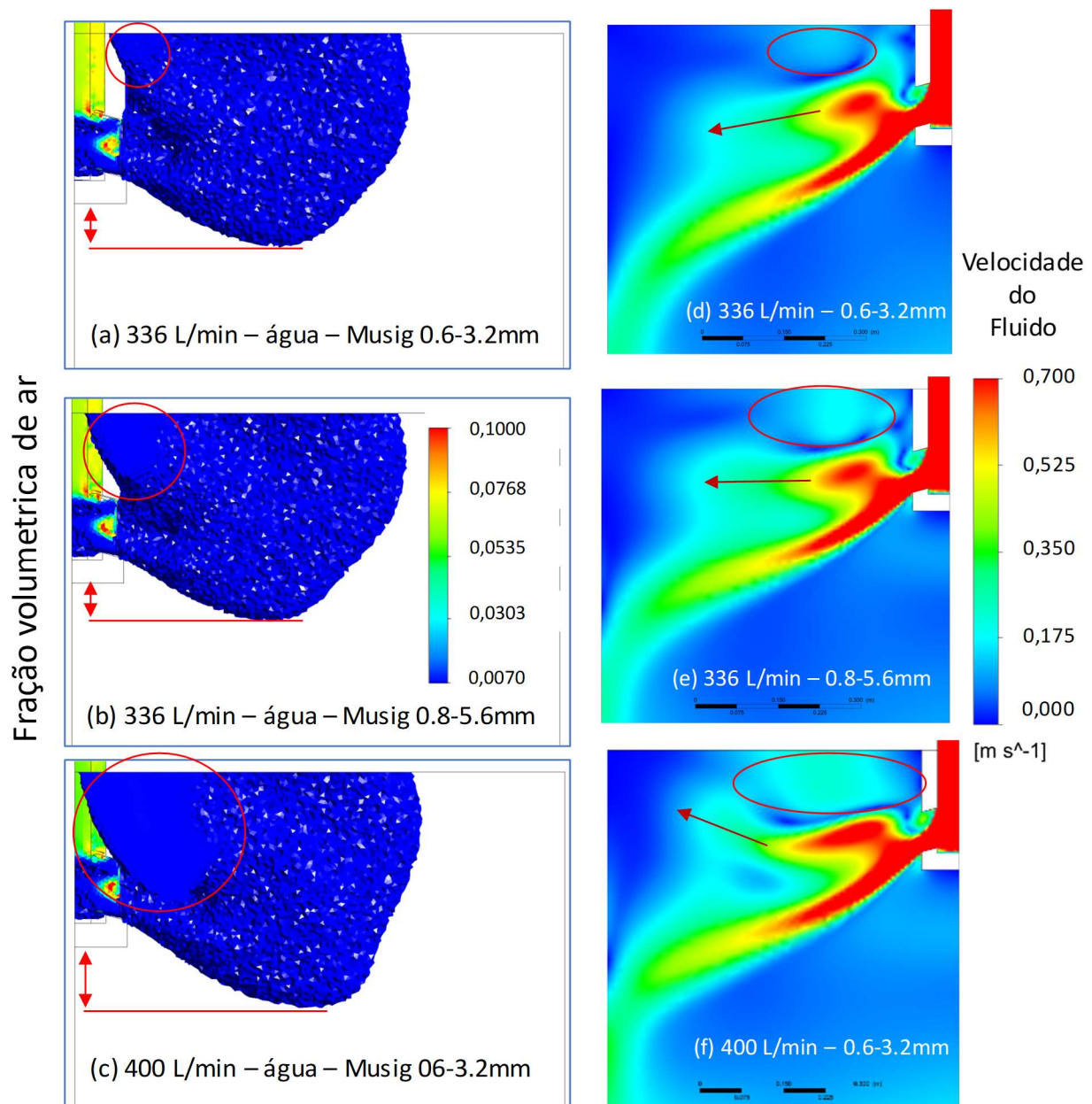
(a) Modelo físico escala 1:1- 400 L/min, água, 12 NI/min ar



(b) Pivview Imagem do modelo físico escala 1:1  
336 L/min, água, 12 NI/min ar

**Figura 5-13: Velocidade do fluido, com 12 NI/min de ar para 400 L/min de água: modelo físico meia vista (a) e imagem gerada por PIVVIEW (b) (SANTOS *et al.* 2013)**

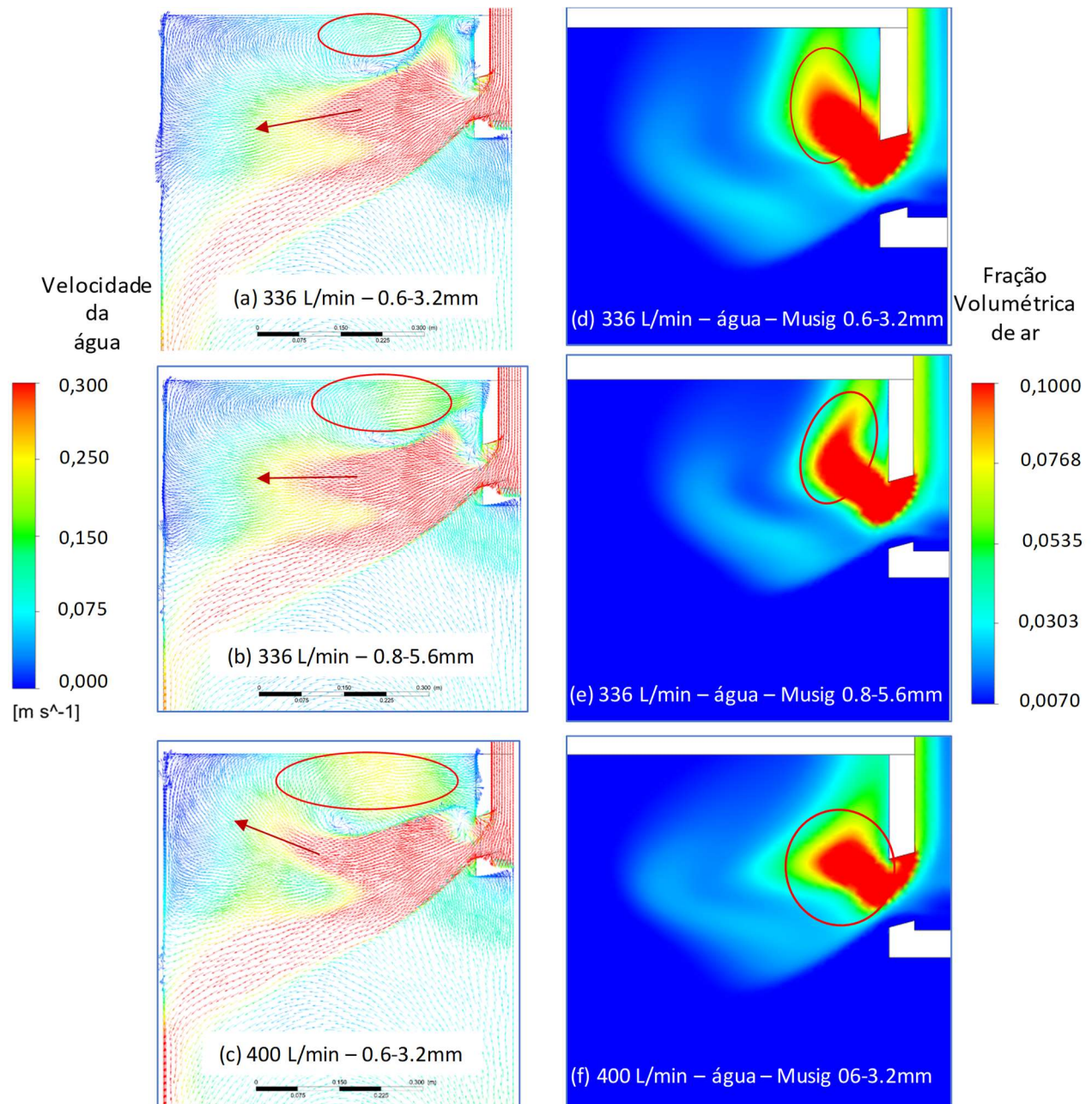
O modelo matemático ajustado, conforme apresentado anteriormente com as variáveis de arraste e não arraste e Grace -1, apresenta comportamento similar ao observado no modelo físico. Ao avaliar-se a superfície Isovolumétrica é possível identificar modificações relacionadas à vazão e a mudança da distribuição de bolhas. Por exemplo, entre a Figura 5-14, de (a) para (b), há um aumento do contato da superfície isovolumétrica com a parede externa do molde, e tem-se uma ampliação na penetração do gás no molde, o mesmo ocorrendo para a condição de 400 L/min (Figura 5-14 (c)) comparativamente com 336L/min. Em relação a velocidade do líquido, a mudança da distribuição de bolhas, de MUSIG 1 para 2, com vazão de 336 L/min implica em duplo rolo superior melhor definido com impacto positivo para velocidade do menisco (Figura 5-14 (d) e (e)). Este fenômeno se mostra mais significativo com o aumento da vazão de água para 400 L/min (ver Figura 5-14 - f), mesmo com diâmetro de bolhas menores ( MUSIG 1: 0.6- 3.2 mm). O mesmo comportamento pode ser observado no modelo físico imagem gerada Pivview, Figura 5-11 (b) e Figura 5-13 (b), e modelo matemático, Figura 5-15 (a) a (c).



**Figura 5-14: Simulação Matemática com 12 NI/min de ar em fase contínua de água, (a) ISO Volumétrico - MUSIG 1 (0,6-3,2 mm) - 336L/min, (b) ISO Volumétrico MUSIG 2 (0,8-5,6 mm) - 336L / min, (c) ISO Volumétrico MUSIG 1 - 400L / min; e Velocidade do Fluido (fd MUSIG 1 - 336L/min, (e) MUSIG 2 - 336 L/min e (f) MUSIG 1 - 400L/min.**

Ao aumentar-se a distribuição do tamanho da bolha (MUSIG 1 para 2) e o fluxo de água (336 L/min para 400L/min) resulta em um aumento na velocidade do menisco em direção à SEN, conforme mostrado nas Figura 5-14 (d – f) e Figura 5-15 (a – c) e consequente deslocamento da pluma de gás em direção a SEN (Figura 5-15 (d – f). Ao comparar as imagens do modelo físico Figura 5-11, para 336 L/min e 12 NI/min, com a concentração de gás próxima a SEN,

Figura 5-15 (d) e (e), pode-se identificar que MUSIG 1 (0,6 - 3,2 mm) representa melhor o modelo físico, pois as bolhas têm ascensão vertical sem deslocamento em direção a SEN.

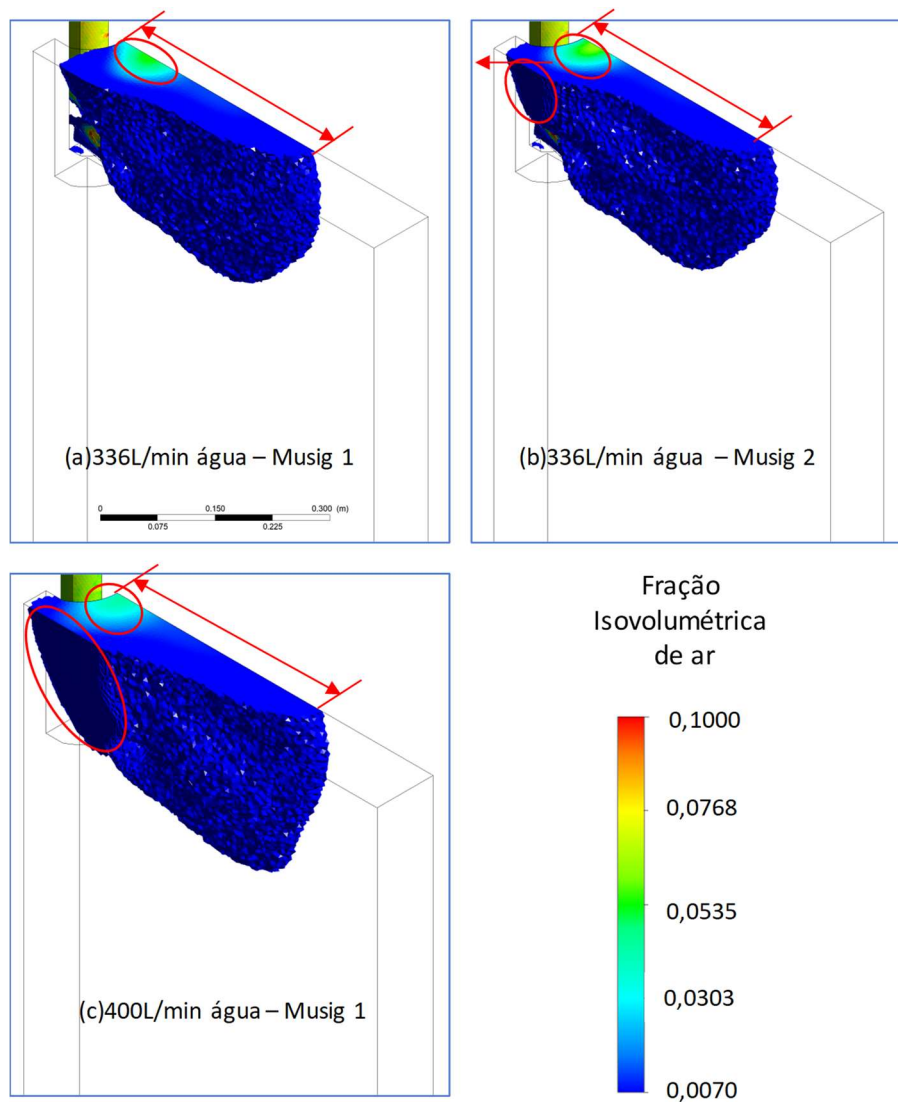


**Figura 5-15: Simulação matemática com água, 12 NI/min de ar, velocidade da água (a) 336 L/min MUSIG 1, (b) 336 L/min MUSIG 2, (c) 400 L/min MUSIG 1; e fração de volumétrica de ar para (d) 336 L/min MUSIG 1, (e) 336 L/min MUSIG 2, (f) 400 L/min MUSIG 1.**

A distribuição Isovolumétrica nas Figura 5-15 (d) e (e) e Figura 5-16 (a) e (b), de MUSIG 1 para MUSIG 2, 336L/min, mostra que um aumento nos diâmetros das bolhas resulta em uma pequena expansão da região com maior concentração de gás na superfície do menisco e um aumento suave da superfície isovolumétrica nas proximidades da face larga do molde (notar os



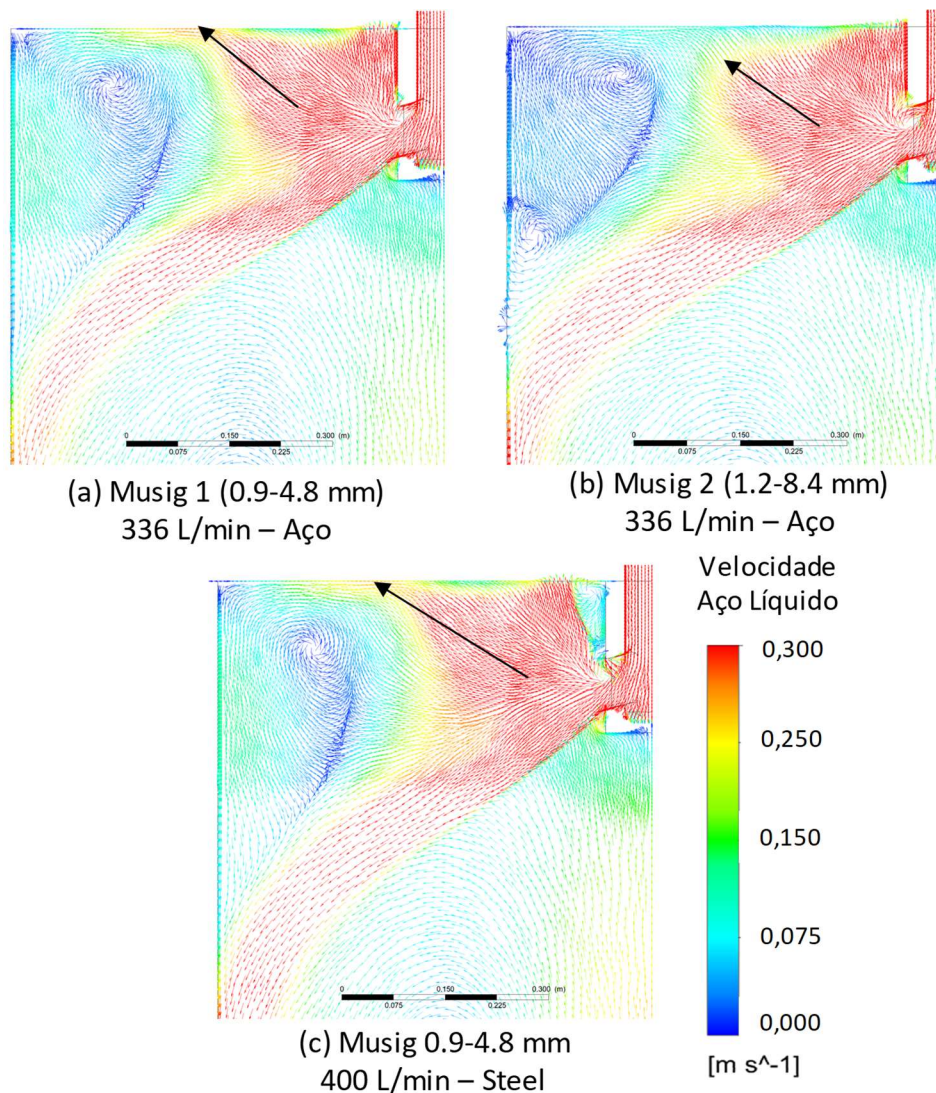
círculos vermelhos neste local). Isso significa que um aumento no tamanho da bolha desloca as bolhas para a região central do molde, como pode ser visto quando os resultados do MUSIG 1 e MUSIG 2 são comparados. As imagens em perspectiva do molde (Figura 5-16) permitem observar o efeito do diâmetro da bolha e da vazão de água na fração de ar Isovolumétrica. Ao aumentar-se o diâmetro de bolhas (Figura 5-16 (a) e (b)), de MUSIG 1 para MUSIG 2, tem-se um deslocamento da área de concentração de gás no menisco (em verde) para perto da SEN, além da ampliação da região Isovolumétrica na lateral do molde, em contrapartida há um afunilamento no sentido da parede do molde. O mesmo é observado ao aumentar-se a vazão de água para 400 L/min confirmando o efeito do fluxo na velocidade do menisco e no deslocamento das bolhas conforme discutido nos parágrafos anteriores.



**Figura 5-16: Simulação matemática com imagens da superfície isovolumétrica com 12 NI/min de ar: (a) MUSIG 1 – 336L/min, (b) MUSIG 2 - 336L/min, e (c) MUSIG 1 – 400L/min.**

#### 5.4.2. Modelamento Matemático: Aço-Argônio

Para a condição de configuração do aço líquido ( $T = 1600^{\circ}\text{C}$ ), vazão de 12 NI/min de argônio, forças de arraste ( $\text{Grace} = -1$ ) e não arraste ( $\text{CVMF}$  igual a  $0,25 + \text{TDF}$ ), e fator de expansão térmica igual a 3,4, pode-se notar um fluxo de aço ascendente no molde após sua saída da válvula submersa que se move na direção do menisco e cria uma zona de recirculação (rolo superior invertido), entre a metade do molde e a face estreita (Figura 5-17 (a, b, c)). Nessa região é possível observar a formação de redemoinhos e provável deslocamento dos mesmos com risco de arraste de pó-fluxante ao chegar nas proximidades do menisco.

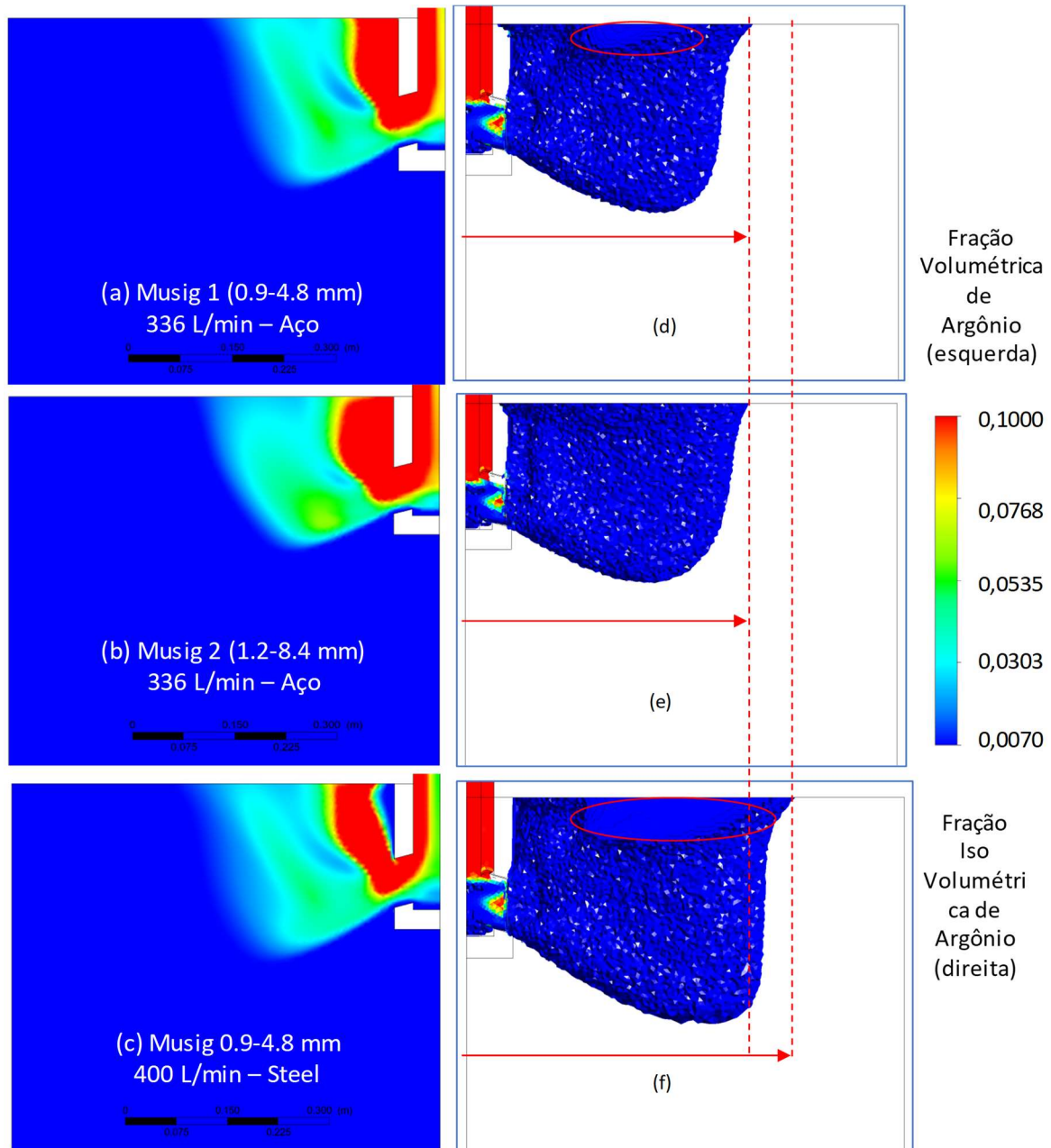


**Figura 5-17: Simulação matemática com 12 NI/min de argônio em uma fase contínua de aço a  $1600^{\circ}\text{C}$  com ajuste de expansão térmica, velocidade do fluido (a) 336 L/min MUSIG 1: 0,8 - 4,8 mm, (b) 336 L/min MUSIG 2: 1,2 - 8,4 mm, e (c) 400 L/min MUSIG 1: 0,8 - 4,8 mm.**

Ao avaliar-se a distribuição de Argônio, Figura 5-18 (a, b, c), tem-se o comportamento semelhante ao discutido para modelo água-ar, expansão e penetração do gás com concentração



próximo a saída da SEN, com a exceção para o afastamento do gás da parede da válvula para a condição de 400 L/min de aço, o que pode ser explicado pela inversão do sentido do menisco e aumento da vazão de aço. Essa condição por sua vez pode ser correlacionada com problemas de formação de cascão nas redondezas da SEN (Liu *et al.*, 2017).

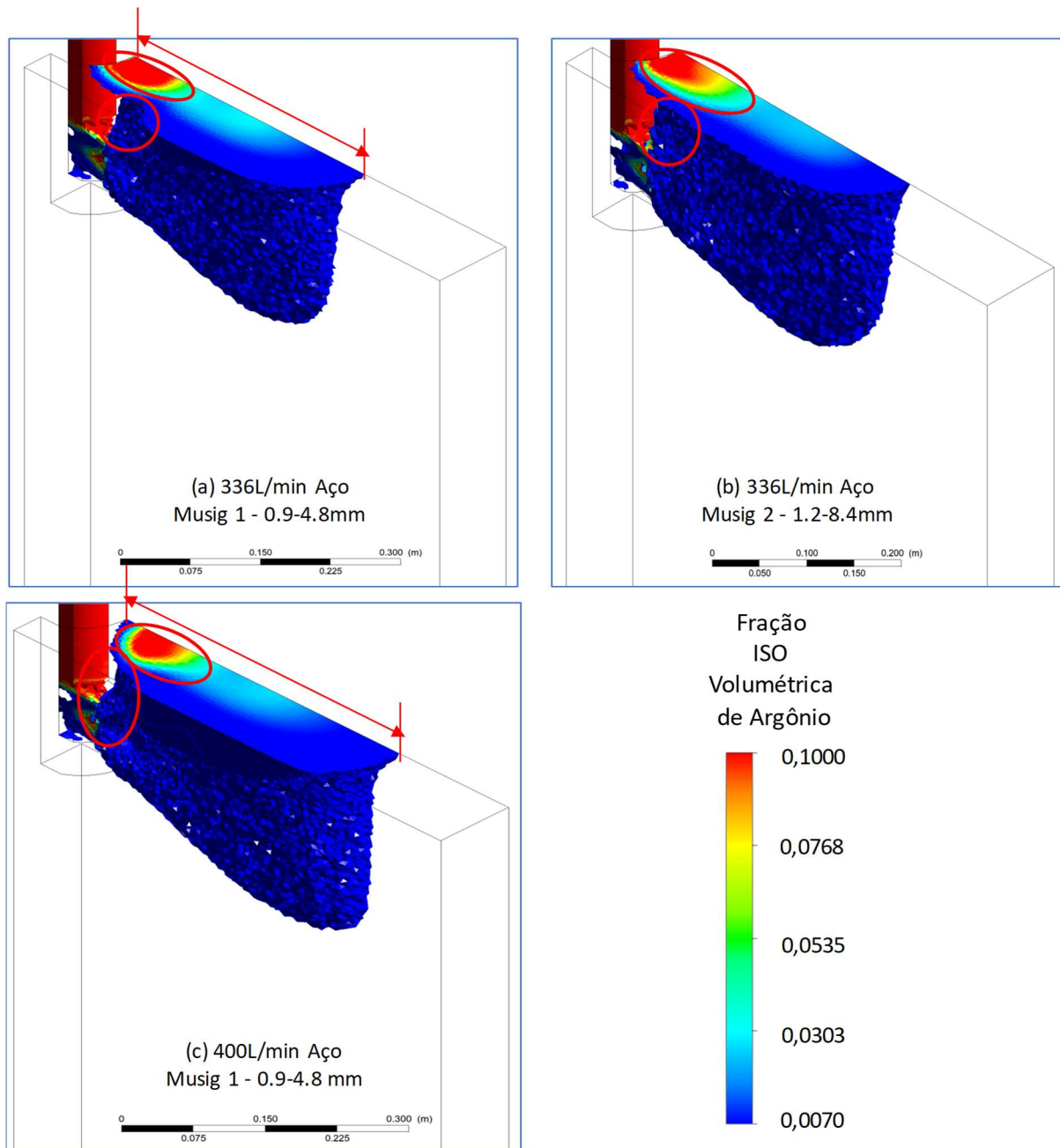


**Figura 5-18:** Simulação matemática com 12 NL/min de argônio em uma fase contínua de aço a 1600°C com ajuste de expansão térmica, fração de volumétrica de Argônio (a) 336 L/min MUSIG 1: 0,8-4,8mm, (b) 336 L/min MUSIG 2: 1,2-8,4 mm, e (c) 400 L/min MUSIG 1: 0,8-4,8mm, Isovoluma de Argônio (d) 336 L/min MUSIG 1: 0,8-4,8mm, (e) 336L / min MUSIG 2: 1,2-8,4mm, e (f) 400 L/min MUSIG 1: 0,8-4,8mm.

Ao avaliar-se a distribuição ISO volumétrica, Figura 5-18 (d - e) e Figura 5-19 (a - b), 336 L/min de aço, de MUSIG 1 (0,8 – 4,8 mm) para MUSIG 2 (1,2 – 8,4 mm), resulta em uma pequena expansão da região com maior concentração de gás na superfície do menisco e um aumento suave da superfície Isovolumétrica da SEN próxima à face larga do molde (note-se os círculos vermelhos nesta área). Isso significa que um aumento no tamanho da bolha desloca as bolhas para a região central do molde, como pode ser visto quando os resultados do MUSIG 1 e MUSIG 2 são comparados. Ambos os fenômenos descritos estão coerentes com o aumento do tamanho das bolhas.

Já para a condição de aumento da vazão de aço de 336 L/min para 400 L/min, Figura 5-18 (d - f) e Figura 5-19 (a - c), ambos com MUSIG 1 (0,8 – 4,8 mm), observa-se que os efeitos na distribuição gasosa são mais significativos, por exemplo, há uma ampliação da região de distribuição de gás tanto no sentido da parede do molde quanto para dentro do molde. Outra situação é ampliação do afastamento do gás da região da SEN e a redução da região de concentração de gás no menisco. Estas observações corroboram o efeito positivo do aumento da vazão de aço na distribuição do gás no molde o que por sua vez reduz a turbulência no menisco e consequentemente a ocorrência de aberturas na cobertura de pó-fluxante e seu arraste para interior do molde, comprometendo a qualidade das placas. As vazões de 336 L/min e 400 L/min foram determinadas com base em condições reais de Lingotamento Contínuo de Placas para produção aço UBC, sendo a vazão de 400 L/min a condição visada para produção de placas com melhor qualidade (condição simulada por Santos *et al.* 2013). Resultados similares são apresentados e discutidos via modelo físico e matemático e correlacionados com observações práticas em Lingotamento Contínuo de Placas por Liu *et al.* (2014 e 2017).

Para vazões maiores de água tem-se diâmetros médios menores de bolhas, o que permite uma dispersão e distribuição mais homogênea da fase gasosa. Isto por sua vez demonstra que o diâmetro da bolha no molde, e os mecanismos que determinam este tamanho, ruptura e coalescência das bolhas, é fator crítico na determinação do comportamento da fase contínua e dispersa no molde. Este fenômeno foi comprovado em modelo físico e discutido por Banderas *et al.* (2005) e Santos *et al.* (2013).



**Figura 5-19: Simulação Matemática com 12 NI/min de Argônio em uma fase contínua de Aço a 1600°C, Imagens Isovolumétricas de Superfície de (a) MUSIG 336 L/min 1, (b) MUSIG 2 - 336 L/min, e (c) MUSIG 1 - 400 L/min .**

Na Figura 5-20 é possível avaliar o efeito do tamanho da distribuição inicial de bolha ( Tabela 4-2) e da vazão da fase líquida (água ou aço) no tamanho médio das bolhas por regiões no molde. Aumentando o tamanho médio da bolha, Figura 5-20 (a -> b) e (d -> e), implica em uma redução da região com bolhas maiores próximas a válvula submersa (SEN). Isso pode ser correlacionado nas Figura 5-16 e Figura 5-19 ao efeito do aumento da área de concentração de

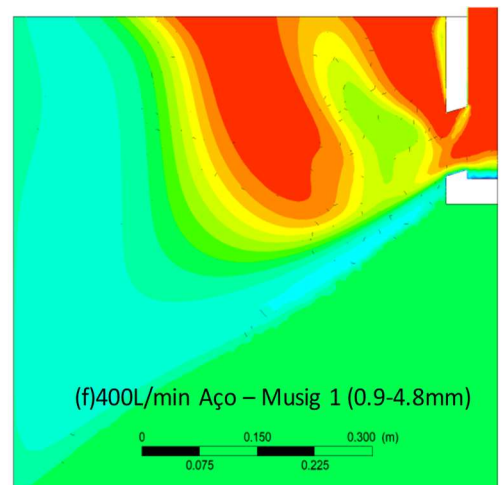
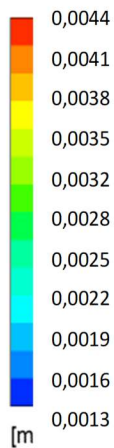
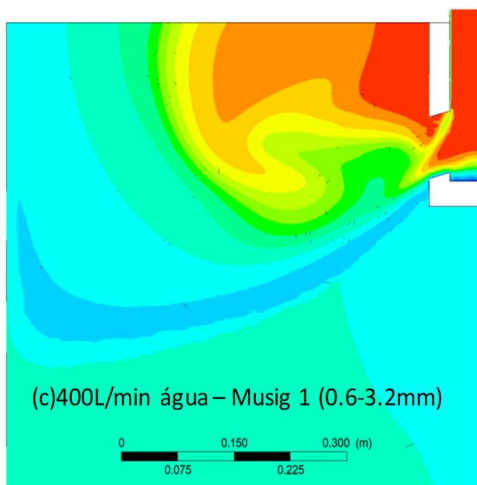
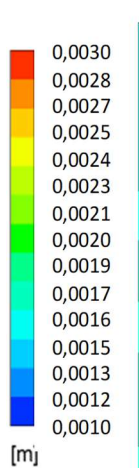
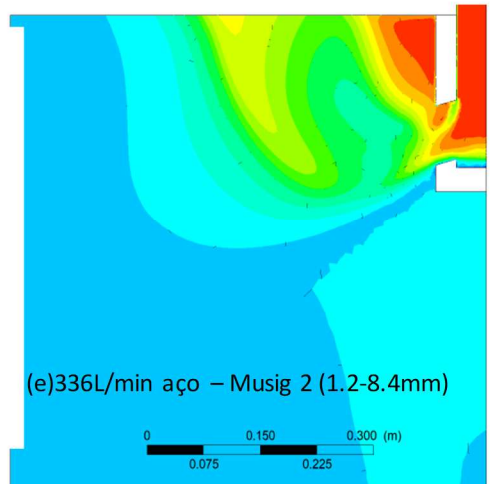
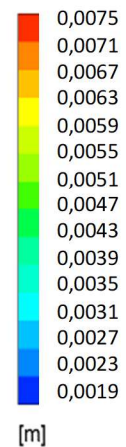
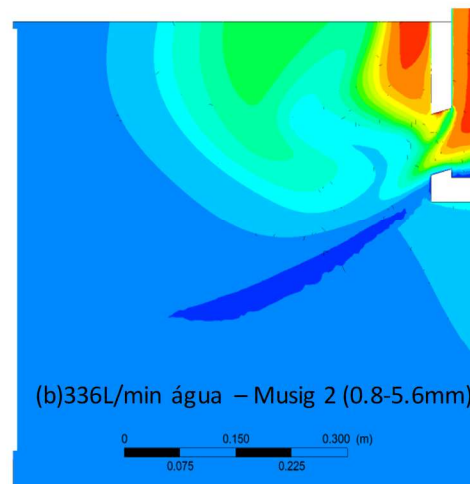
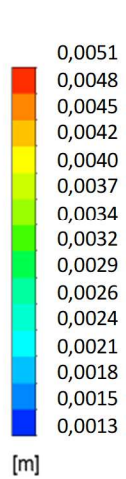
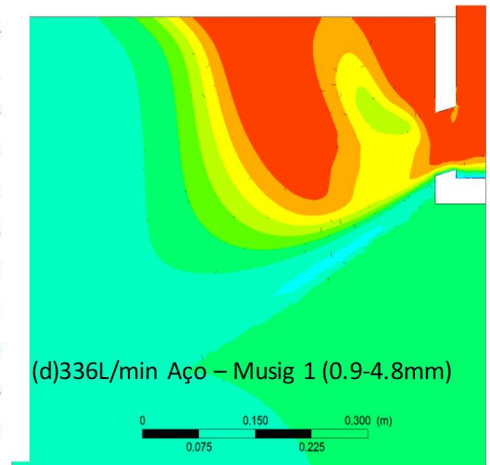
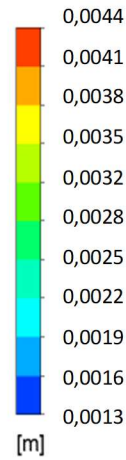
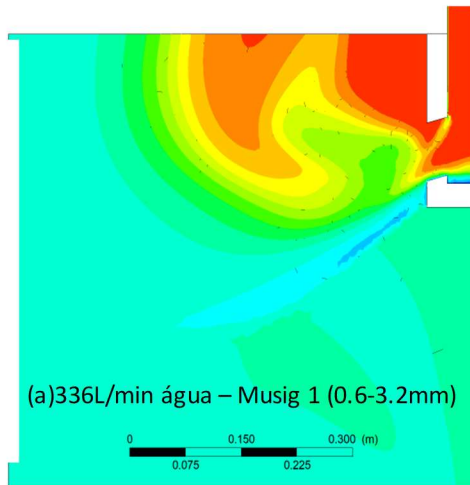
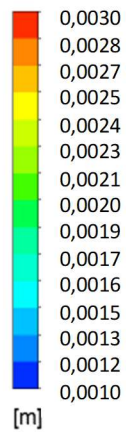
gás na superfície do menisco. A distribuição do tamanho de bolhas nos modelos aço/ argônio e água/ar são distintas e são justificáveis com base no fluxo da fase líquida no molde.

Comparando-se a Figura 5-20, (a) e (c), e (d) e (f), é possível notar que o aumento do fluxo líquido promove um aumento das áreas com maior diâmetro médio, o que confirma o efeito do arraste de gás pela fase contínua (aço / água) observado nas Figura 5-16 e Figura 5-19. No entanto, a Figura 5-20 também apresenta uma possível limitação da função MUSIG, uma vez que a distribuição de tamanho no molde permanece semelhante à distribuição de entrada MUSIG 1 e 2, mesmo depois de passar pelo fundo do SEN e ser lançada para dentro do molde.

Desta maneira a vazão do fluido, para as faixas de vazão avaliadas neste estudo, também se mostra determinante no processo de distribuição do gás no molde, mas além da alteração direta da velocidade e da energia cinética do jato na saída da válvula, tem-se o efeito destes parâmetros no diâmetro da bolha no molde, ou seja, maiores vazões de água acarretam em menores diâmetros de bolhas no molde. Isto por sua vez confirma que o mecanismo de coalescimento e ruptura de bolhas no fundo e na saída da SEN, fator crítico para determinação do tamanho médio da bolha no molde, apresenta papel importante na definição do fluxo no molde.

O modelo matemático com a função MUSIG apresentou comportamentos da fase contínua, fase dispersa e tamanho médio bolhas compatíveis com os observados por Santos *et al.* (2013) e Banderas *et al.* (2005).

Diâmetro  
Médio de  
Bolhas



**Figura 5-20: Imagens simulação matemática com 12 NI/min de diâmetro médio de bolha de ar em uma fase contínua de água a 25°C, (a) 336 L/min MUSIG 1: 0.6-3.2 mm, (b) 336 L/min MUSIG 2: 0.8-5.6mm, e (c) 400 L/min MUSIG 1: 0.6-3.2 mm, de argônio em uma fase contínua de aço a 1600°C, (d) 336 L/min MUSIG 1: 0.9-4.8, (e) 336 L/min MUSIG 2: 1.2 -8.4 mm e (f) 400 L/min MUSIG 1: 0.9-4.8 mm.**

## 6 CONCLUSÕES

O estudo em modelo físico dinâmico similar ao lingotamento contínuo demonstrou que para fluxo bifásico em canal, sendo água a fase contínua e ar a fase dispersa, a condição predominante (ruptura ou coalescência) é dependente da vazão da fase contínua. Ao se elevar a vazão da fase contínua (80 até 120 l/min de água) o mecanismo predominante é de ruptura (aumento vazão implica em redução dos valores de Diâmetro Médio - DM). Contudo, aumentando-se ainda mais a vazão (>120 l/min) o mecanismo de coalescência passa a ser o predominante (aumento da vazão implica em aumento do DM). O aumento da fração da fase dispersa favorece a coalescência das bolhas, ou seja, a elevação da vazão de ar implica em aumento do valor de DM das bolhas no canal.

Confirmado via modelo físico estático e dinâmico de que o efeito do material (permeabilidade) sobre os valores de DM das bolhas é inverso, ou seja, maior permeabilidade implica em menor valor de DM. O refratário é significativo, inclusive para a determinação do DM das bolhas no canal, apesar do efeito do fluxo na ruptura e coalescência dessas.

A configuração adequada das forças de arraste e não arraste é fundamental para que o modelo matemático, fase dispersa (gás), represente adequadamente o modelo físico. A melhor configuração para as forças de arraste e não arraste para simulação da interação bolha/líquido no lingotamento contínuo foi obtida com uso de Grace -1, CVMF=0,25 e TDF, sem uso de WLF.

O modelo MUSIG para ruptura e coalescência de bolhas refina a solução e permite que a simulação matemática represente melhor os resultados físicos quando comparada à simulação de bolhas fixas conforme discutido no item 5.3.

O modelo matemático escala 1:1 com configuração MUSIG, forças de arraste e não arraste, apresentou comportamentos da fase contínua (água), fase dispersa (ar) e tamanho médio bolhas compatíveis com os observados em modelo físico de água escala 1:1 (SANTOS *et al.*, 2013).

A condição MUSIG 1 (DM= 0,6 a 3,2 mm), referente ao refratário de válvula superior, na simulação água – ar, representou melhor a condição observada no modelo físico em água escala 1: 1 (SANTOS *et al.*, 2013).

A simulação matemática (água – ar) utilizando a função MUSIG 2 (0,8 – 5,6mm) com os maiores valores de diâmetro de bolhas e com fluxo de água de 400 L/min resultou em rolo superior melhor definido e aumento da velocidade de menisco.

O modelo matemático com configuração aço líquido – argônio, forças de arraste e não arraste (Grace= -1, CVMF=0,25 e TDF), uso da função Musig para ruptura e coalescência de bolhas, e fator de expansão térmica, apresentou resultados compatíveis com os observados por Chen *et al.* (2018).

As simulações de aço líquido preveem um fluxo ascendente na saída da SEN, o que causa a reversão da direção do rolo superior, o que acarreta a formação de redemoinhos entre a região central do molde e a face estreita.

Os resultados das simulações de aço líquido corroboram os efeitos positivos do aumento do fluxo da fase líquida em relação a: melhor distribuição do gás no molde; redução sutil no diâmetro médio das bolhas no molde; redução da formação de redemoinho perto da face estreita; e aumento de velocidades no menisco; Essa condição de velocidade de menisco eleva a temperatura da superfície, reduz a possibilidade de solidificação e a consequente necessidade de ruptura de cascão (menisco) (LIU *et al.*, 2016) (CHEN *et al.*, 2018).

A expansão térmica do gás e uma combinação de forças de arraste e não arraste, bem como modelos para coalescência e ruptura de bolhas, devem ser incluídos nas simulações de CFD de lingotamento contínuo.

O modelo matemático de lingotamento contínuo com a função MUSIG mostrou bolhas contínuas (água), dispersas (gás) e de tamanho médio compatíveis com as relatadas na literatura. No entanto, a função MUSIG pode ter uma restrição, pois a distribuição média do tamanho da bolha no molde é semelhante à distribuição da configuração de entrada, ou seja, existe uma relação da configuração inicial com a distribuição de tamanhos no molde, mesmo após a passagem pelo fundo da válvula submersa (SEN).

## **7 CONTRIBUIÇÕES ORIGINAIS AO CONHECIMENTO**

O estudo correlacionou a permeabilidade de refratários industriais e seu efeito na nucleação de bolhas e a sua distribuição de diâmetros para condição estática e dinâmica via modelo físico. A partir destes resultados foi possível definir a faixa de distribuição de diâmetros a ser utilizada como configuração nos modelos matemáticos.

Outro ponto inédito foi o modelamento físico do sistema de refratários com geometria ajustada e uso de refratário industrial para definição da melhor configuração de forças de arraste e não arraste para simulação da interação bolha/líquido em canal.

Por fim, os resultados permitiram extrapolar as condições em modelo físico e matemático água-ar para modelo matemático aço-argônio com consideração da expansão térmica das bolhas, forças de arraste e não arraste e a discussão dos aspectos metalúrgicos e de qualidade.



## **8 RELEVÂNCIA DOS RESULTADOS**

A abordagem utilizada facilita o desenvolvimento de novos produtos refratários para válvula superior e a avaliação preliminar do seu efeito sobre o diâmetro de bolhas e o comportamento dessas dentro do sistema de refratários e do molde de lingotamento contínuo, seus aspectos metalúrgicos e suas implicações na qualidade das placas.

## **9 SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS**

Complementar o estudo do efeito da permeabilidade do refratário no diâmetro das bolhas para se estabelecer uma função que correlacione a permeabilidade com diâmetro médio das bolhas em condições estáticas e dinâmicas.

Avaliar o efeito da força de sustentação nas fases água-ar e aço-argônio no modelo matemático.

Avaliar outras funções e equações de ruptura e coalescência de bolhas e seu efeito no diâmetro das bolhas no molde.

Estudar a relação entre a porosidade do refratário e a sua permeabilidade, e seu consequente efeito na formação das bolhas.

## 10 REFERÊNCIAS

ANSYS. “ANSYS CFX- Theory Guide 17.1”, Canonsburg, 2016.

ASTM C577-19, Standard Test Method for Permeability of Refractories, ASTM International, West Conshohocken, PA, 2019, [www.astm.org](http://www.astm.org)

BAI, H & THOMAS, B.G – Effects of clogging, argon injection and continuous casting conditions on flow and air aspiration in submerged entry nozzles. Metallurgical and Materials Transactions B, Vol. 32B, No. 4, (August), 2001a, pp. 707-722. 1

BAI, H & THOMAS, B.G – Effects of Clogging, Argon Injection and Casting Conditions on Flow Rate and Air Aspiration in Submerged Entry Nozzles, 83rd Steelmaking Conference Proceedings, (Pittsburgh, PA, March 26-29, 2000), Vol. 83, Iron and Steel Society, Warrendale, PA, 2000. pp. 183-197.

BAI, H & THOMAS, B.G – Bubble formation during horizontal gas injection into downward flowing liquid - Metallurgical and Materials Transactions B, Vol. 32B, No. 6, 2001b, pp. 1143-1159.

BAI, H.; THOMAS, B. G. Turbulent Flow of Liquid Steel and Argon Bubbles in Slide-Gate Tundish Nozzles: Part I. Effect of Operation Conditions and Nozzle Design. Metallurgical and materials transactions. Vol. 32B. Abril, 253-267 p. Illinois, 2001.

BAI, H.; THOMAS, B. G. Turbulent Flow of Liquid Steel and Argon Bubbles in Slide-Gate Tundish Nozzles: Part II. Effect of Operation Conditions and Nozzle Design. Metallurgical and materials transactions. Vol. 32B. Abril, 269-284 p. Illinois, 2001.

BANDERAS, A. R.; MORALES, R. D.; SANCHEZ-PÉREZ, R.; GARCIA-DEMEDICES, L.; SOLIRO-DIAZ, G. Dynamics of two-phase downwards flows in submerged entry nozzle and its influence on the two-phase flow in the mold. International Journal of Multiphase Flow, Vol. 31, p 643-665, 2005, Mexico.

BIRD et al. Transport phenomena. Copyrighted material. 2 ed. United States of America, 1960, pg 158-161.

CHEN, W; REN, Y; ZHANG, L; SCHELLER, P. R. Numerical Simulation of Steel and Argon Gas Two-Phase Flow in Continuous Casting Using LES + VOF + DPM Model. The Minerals, Metal & Materials Society, November, 2018, <https://doi.org/10.1007/s11837-018-3255-8>.

CLIFT, R; GRACE, J.R & WEBER, M.E - Bubbles, Drops and Particles. Academics Press, Inc., New York, NY, 1978.

CHO, S-M; THOMAS, B. G. Effect of Bubble Behavior for a Stopper Rod With Multiple Side-Channel Injection on Bubble Size Distributions in Nozzle and Mold During Continuous Casting of Steel. AISTech 2019 - Proceedings of the Iron & Steel Technology Conference, 6-9 May 2019, Pittsburgh, Pa., USA, DOI 10.1000.377.135.

DÍAZ; M; IRANZO, A; CUADRA, D; BARBERO, R; MONTES, F and GALÁN, M. “Numerical simulation of the gas–liquid flow in a laboratory scale bubble column Influence of bubble size distribution and non-drag forces”, Chemical Engineering Journal, Vol. 139, 2008, pp. 363–379.

KOUNTOURIOTIS, Z. Modelling of the liquid slag behaviour in the continuous casting mould. PhD thesis, School of Computing and Mathematical Sciences the University of Greenwich London, England. 2011

Lee, G. G; et al. Investigation of Refractory Properties on the Initial Bubble Behavior in the Water Model of Continuous Casting Process. Materials Science and Technology Conference, AIST/ TMS, Pittsburgh, PA, 2009.

LIU, R & THOMAS, B.F - Model of Gas Flow through Upper Tundish Nozzle Refractory and Initial Bubble Size. AISTECH – Conference Proceedings; 2; 2012, pp. 2235-2246

LIU, R; THOMAS, B. Model of Gas Flow Through Porous Refractory Applied to an Upper Tundish Nozzle. The Minerals, Metals & Materials Society and ASM International. volume 46B, February, 2014.

LIU, Z.Q; QI, F.S; LI, B.K; CHEUNGB, S.C.P. Modeling of Bubble Behaviors and Size Distribution in a Slab Continuous Casting Mold, International Journal of Multiphase Flow, Vol. 79, China, 2016, p 190-201.

LIU, Z-G; LI, B-K; JIANG, M-F & TSUKIHASHI, F – Euler-Euler-Lagrangian Modeling for Two-Phase Flow and Particle Transport in Continuous Casting Mold. ISIJ International, Vol. 54 (2014), No. 6, pp. 1314–1323

A Million Random Digits With 100,000 Normal Deviates”, publicado pela instituição RAND em 2001.

PRASSER, H. M.; KREPPER, E.; DIRK, L. Evolution of the two-phase flow in a vertical tube – decomposition of gas fraction profiles according to bubble size classes using wire-mesh sensors. International Journal of Thermal Sciences. Vol 41, p 17-28, 2002, Germany.

PEIXOTO, J. et al., Influência das Forças de Interação Líquido/ Gás na Análise via CFD do Reator RH. 48º Seminário de Aciaria, Fundição e Metalurgia de Não-Ferrosos, São Paulo, Brasil 2017, p. 356-367.

PEIXOTO, J. et al., Influência das Forças de Interação Líquido/ Gás na Análise via CFD do Reator RH. 48º Seminário de Aciaria, Fundição e Metalurgia de Não-Ferrosos, São Paulo, Brasil 2017, p. 356-367.

PEIXOTO, J.J.M.; GABRIEL, W. V.; OLIVEIRA, T.A.S; SILVA, C.A.; SILVA, I.A.; SESHADRI, V. Numerical Simulation of Recirculating Flow and Physical Model of Slag–Metal Behavior in an RH Reactor: Application to Desulfurization. Metal. and Mat. Transactions B, Vol. 49B, n 5, 2018b, pp 2421-2434.

SANTOS JUNIOR, P. et al. Distribuição de gás inerte e seu efeito sobre o campo de fluxo durante o lingotamento contínuo de placas: modelamento matemático. Seminário de Aciaria da ABM, Internacional, 2013, Araxá, Brasil.

SENGUPTA, J; et al. Micrograph evidence of meniscus solidification and sub-surface microstructure evolution in continuous-cast-ultralow-carbon steels. *Acta Materiais*, ed 54, 2006, p 1165-1173.

SENGUPTA, J; et al. Direct Measurement of Sub-meniscus Velocity at ArcelorMittal Dofasco's No1 Continuous Caster to Evaluate Mold Fluid Flow at Different Casting Conditions. *AISTech 2011 Proceedings - Volume I*.

SUZUKI, H. et al. Structure of Porous Upper Nozzle for Tundish and Gas Bubble Behavior. *Shinagawa Technical Report*, 2003.

SUZUKI, M; YAMAOKA, Y; KUBO, N & SUZUKI, M - Oxidation of Molten Steel by the Air Permeated through a Refractory Tube. *ISIJ International*, Vol. 42 , No. 3, 2002, pp. 248–256

J. Szekely, O.J. Ilegbusi. *The Physical and Mathematical Modeling of Tundish Operations*. Ed Springer-Verlag. Alemanha, 1989, pag 34.

THOMAS, BG; DENNISOV, A & BAI, H - Behavior of Argon Bubbles during Continuous Casting of Steel - ISS 80th Steelmaking Conference, Chicago, IL, ISS, April 13-16, 1997, *Proceedings* pp. 375-384.

ZHANG, L & THOMAS, B.G - State of the Art in Evaluation and Control of Steel Cleanliness, *ISIJ International*, Vol. 43 (2003), No. 3, pp. 271–291  
YAVUZ, M. M.; SENGUPTA, J. Nozzle Design for ArcelorMittal Dofasco's N° 1 Continuous Caster for Minimizing Sliver Defects. *AISTech 2010 Proceedings - Volume II*.

YAVUZ, M. M.; SENGUPTA, J. Nozzle Design for ArcelorMittal Dofasco's No 1 Continuous Caster for Minimizing Sliver Defects. *AISTech 2010 Proceedings - Volume II*.

YAMASHITA, S & IGUCHI, M - Mechanism of Mold Powder Entrapment Caused by Large Argon Bubble in Continuous Casting Mold. *ISIJ International*, Vol. 41 (2001), No. 12, pp. 1529–1531

YUAN, F. Numerical simulation of  $\text{Al}_2\text{O}_3$  deposition at a nozzle during continuous casting. Journal of the University of Science and Technology Beijing, Vol 15, Number 3, p. 227, Jun. 2008.

WANG, Z ; MUKAI, K & IZU, D - influence of Wettability on Fluid Flow inside the Nozzle the And Behavior of Argon Bubbles and Mold. ISIJ International. Vol. 39, No. 2, 1999a, pp. 154-163

WANG, Z; MUKAI, K; MA, Z; NISH, M; I. TSUKAMOTO, H & SHI, F- Influence of injected ar gas on under different wettabilities molten steel the involvement between porous of refractory and the mold powder - ISIJ International, Vol. 39. No. 8, 1999b, pp. 795-803.

## 11 LISTA DE PUBLICAÇÕES

1. SANTOS Jr., P. L.; PEIXOTO, J.J.M.; SILVA, C.A.; SILVA, I.A.; GALINARI, C.M. *Bubble behavior in the slab continuous casting mold: Physical and mathematical model.* Journal of Materials Research and Technology – JMRT1469, March, 2020. <https://doi.org/10.1016/j.jmrt.2020.02.099>.
2. SANTOS JUNIOR, P. L.; PEIXOTO, J.J.M.; SILVA, C.A.; SILVA, I.A.; GALINARI, C.M.; SESHADRI, V. *The Effect of Upper Nozzle Refractory in Bubble Behavior Inside the SEN and Slab Mold in Continuous Casting: Physical and Mathematical Model.* The Iron and Steel Technology Conference and Exposition – AISTECH 2019, May, 2019, Pittsburgh, Pa, USA, 1373-1382. DOI 10.33313/377/139.
3. SANTOS JUNIOR, P; SILVA, C; GALINARI, C; PEIXOTO, J. *The effect of the upper nozzle refractory on the bubbles formation and their behavior in continuous casting of slabs: physical and mathematical model.* 22<sup>a</sup> Conferencia del Acero IAS, Sessão Técnica de Aciaria, Rosário, Santa Fé, Argentina, 2018.
4. SANTOS JUNIOR, P; SILVA, C; DUTRA, P; SANTOS, A; CARVALHO, B; GALINARI, C; SILVA, I. *Influence of the Refractory of the Upper Nozzle in the Behavior of Bubbles in Physical Model of Water – Continuous Casting of Slabs.* 49<sup>o</sup> Seminário de Aciaria, Fundição e Metalurgia de Não-Ferrosos, Vol. 49, São Paulo, Brasil, 2018, p 363 – 374. ISSN: 2594-5300, DOI 10.5151/1982-9345-31597.